



**Уральский
федеральный
университет**

имени первого Президента
России Б.Н. Ельцина

**Институт
материаловедения
и металлургии**

Ю. Н. ЛОГИНОВ

ПРЕССОВАНИЕ КАК МЕТОД ИНТЕНСИВНОЙ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

Учебное пособие

Министерство образования и науки Российской Федерации
Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б. Н. Ельцина

Ю. Н. Логинов

Прессование как метод интенсивной деформации металлов и сплавов

Учебное пособие

Рекомендовано
методическим советом УрФУ
для студентов всех форм обучения
по направлению подготовки «Металлургия»

Екатеринбург
Издательство Уральского университета
2016

УДК 621.777:669.2(075.8)

ББК 34.623.4я73

Л69

Рецензенты:

кафедра «Мехатроника» ФГОУ ВПО «Уральский государственный университет путей сообщения» (зав. кафедрой — канд. физ.-мат. наук, доц. В. С. Тарасян); канд. техн. наук, вед. науч. сотр. Института физики металлов УрО РАН Б. И. Каменецкий

Научный редактор — д-р техн. наук, проф. В. А. Шилов

Логинов, Ю. Н.

Л69 Прессование как метод интенсивной деформации металлов и сплавов : учеб. пособие / Ю. Н. Логинов. — Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2016. — 156 с.

ISBN 978-5-7996-1623-6

В учебном пособии приведено краткое описание процессов прессования специальных сплавов, методик расчета их параметров. Часть методик изложена в виде макропрограмм в электронных таблицах Excel и на языке Visual Basic.

Библиогр.: 62 назв. Табл. 14. Рис. 31. Прил. 1.

УДК 621.777:669.2(075.8)

ББК 34.623.4я73

ISBN 978-5-7996-1623-6

© Уральский федеральный
университет, 2016

Оглавление

Введение	5
1. Сущность процесса и области его применения	7
2. Особенности течения металла при прессовании	9
3. Структура и текстура пресс-изделий	15
4. Расчет размеров слитка или заготовки	19
5. Расчет энергосиловых параметров прессования	25
6. Прессовая прошивка	30
7. Расчеты прессового инструмента	36
7.1. Определение числа матричных каналов	37
7.2. Определение размеров канала матрицы	40
7.3. Проектирование элементов матрицы	42
7.4. Определение продольного профиля канала матрицы	46
7.5. Расчет на прочность	47
8. Особенности прессования меди и медных сплавов	48
8.1. Параметры прессования меди	48
8.2. Влияние фазового состава на параметры прессования многофазных латуней	49
8.3. Параметры прессования бронз	56
9. Особенности прессования алюминия и алюминиевых сплавов	57
9.1. Особенности свойств сплавов	57
9.2. Температурно-скоростной режим	58
9.3. Подготовка прессового инструмента для прессования крупногабаритных труб	60
10. Особенности прессования никеля и его сплавов	64
11. Особенности прессования титана и его сплавов	65
11.1. Влияние свойств титановых сплавов на параметры прессования	65
11.2. Влияние компонентов тензора деформации на формирование анизотропных свойств альфа-титановых сплавов	67
11.3. Оценка компонентов тензора скоростей деформации методом конечных элементов	72
11.4. Оценка компонентов тензора деформации методом конечных элементов	76
11.5. Соотношения компонентов деформаций и прогноз текстуры ..	76
12. Особенности прессования магния и его сплавов	79
13. Особенности прессования тугоплавких металлов	82
14. Особенности гидроэкструзии металлов	84
14.1. Общее представление о процессе гидроэкструзии	84
14.2. Особенности физические эффекты в процессе гидроэкструзии ..	89

15. Энергоёмкость прессования	92
15.1. Баланс энергозатрат	92
15.2. Температура нагрева заготовки	93
15.3. Влияние скорости прессования	97
15.4. Влияние подпора и натяжения	98
15.5. Контактные условия на контейнере и матрице	100
15.6. Упругая и пластическая сжимаемость прессуемого материала..	101
15.7. Совмещение процессов литья и прессования	103
15.8. Пример расчета энергоёмкости	105
16. Изменение температуры инструмента в циклах его нагружения при горячем прессовании	106
16.1. Тепловая нагрузка матрицы	107
16.2. Тепловая нагрузка пресс-шайбы	109
17. Специальные методы прессования	112
17.1. Сфера применения процесса РКУ-прессования	112
17.2. Физическое представление процесса РКУ-прессования	112
17.3. Математическое описание процесса РКУ-прессования	117
17.4. Конформ-процесс	123
17.5. Прессование с активным действием сил трения	124
18. Применение метода конечных элементов для анализа напряженно-деформированного состояния прессования	126
18.1. Постановка задачи	126
18.2. Изотермическая задача прессования	129
18.3. Прессование при подогреве инструмента до одинаковой температуры	130
18.4. Прессование при разной температуре нагрева инструмента....	132
18.5. Расчет охлаждения металла на предшествующих этапах прессования	133
18.6. Расчет температурного поля на заключительном этапе прессования с учетом захлаживания на предыдущих этапах	135
18.7. Моделирование напряженного состояния иглы при прессовании трубных заготовок	137
19. Вопросы для самоконтроля	146
Список литературы	147
Приложение	152

Введение

Судя по имеющимся историческим данным, процесс прессования изобрел Joseph Bramah, который получил патент в 1797 г. на процесс получения свинцовых труб [1]. Поскольку изобретатель использовал пресс с ручным приводом, то даже для деформации такого мягкого металла, как свинец, потребовалось применить предварительный нагрев заготовки. Впоследствии процесс не получил широкого развития, пока в 1820 году Thomas Burr не изобрел первый гидравлический пресс для выдавливания металлов [2]. Процесс был назван термином «squirting». Впоследствии в 1894 году Alexander Dick применил процесс прессования для деформации меди и латуни [3]. Таким образом, процессу прессования немногим свыше 200 лет, что является небольшим сроком для развития, если учесть, что ковку и волочение металлов люди научились применять еще до нашей эры.

Наибольшее распространение процесс прессования получил в сфере производств изделий из цветных металлов и сплавов, что объясняется в основном необходимостью быстрой перенастройки оборудования для производства изделий малыми партиями при широкой номенклатуре производства. Особый импульс для развития прессование получило при вовлечении в промышленный оборот сплавов на основе легких металлов, что обуславливалось становлением авиации и ракетной техники. Многочисленные профили сложной конфигурации практически невозможно было получить другими методами обработки металлов давлением.

Большое внимание в последнее время уделяется процессам обработки давлением, в которых возможно сообщить высокий уровень деформации, их стали называть процессами интенсивной деформации. Такие методы обработки позволяют существенно изменить структуру металла и получить высокий уровень потребительских свойств. Прес-

сование с этой точки зрения — уникальный процесс, поскольку большую деформацию здесь не надо накапливать, как это делается при ковке, прокатке, волочении, — она сообщается деформируемому материалу за один цикл обработки.

Сегодня такой молодой с исторической точки зрения процесс, как прессование, постоянно совершенствуется. Для осознанных усовершенствований нужно иметь представления о накопленном опыте в сфере производства и о методиках расчета процессов, чему посвящено настоящее учебное пособие.

1. Сущность процесса и области его применения

Основополагающим учебником в России в области прессования является книга И. Л. Перлина, Л. Х. Райтбарга [4], поэтому терминология, классификация процессов и некоторые методики расчетов будут описаны с опорой на это издание.

Прессованием называют процесс выдавливания помещенной в контейнер 1 (рис. 1.1) заготовки 2 через отверстие в матрице 3 усилием пуансона 4, снабженного пресс-шайбой 5. В случае прессования полых заготовок, в том числе труб, оснастка дополняется иглой 6, закрепленной либо на пуансоне, либо в иглодержателе, имеющем независимый привод.

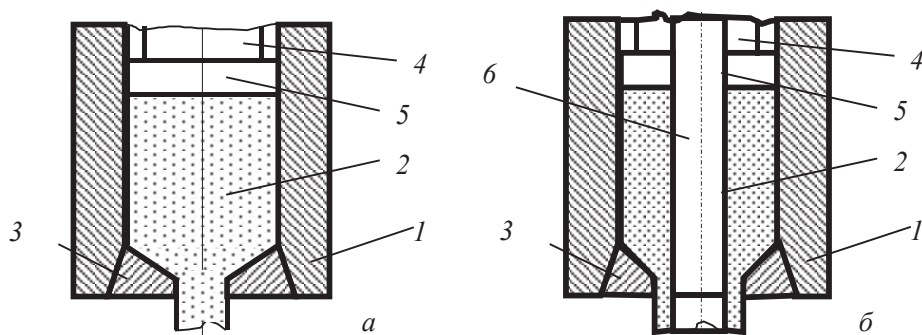


Рис. 1.1. Схема процесса прессования:

а — прутка; *б* — трубы; 1 — контейнер, 2 — заготовка (слиток); 3 — матрица;
4 — пуансон; 5 — пресс-шайба; 6 — игла

Можно отметить следующие достоинства процесса:

- возможность производства изделий сложного поперечного сечения;
- возможность достижения чрезвычайно высоких вытяжек за один цикл деформации;

- возможность быстрого перехода к изготовлению изделий другого профиля (гибкость технологии);
- возможность производства изделий из малопластичных материалов благодаря мягкой схеме напряженного состояния (высокий уровень сжимающих напряжений);
- достаточно высокие точность и качество поверхности изделий;
- относительно невысокие капитальные затраты.

В качестве недостатков процесса можно отметить:

- высокий уровень напряжений, действующих на инструмент (их величина составляет 500...1000 % от значения σ_s прессуемого металла), что неблагоприятно сказывается на стойкости оснастки;
- необходимость применения жаропрочных и соответственно дорогих материалов для изготовления инструмента, что повышает себестоимость продукции;
- невысокая производительность метода.

Применительно к обработке специальных сплавов прессование часто выступает в роли первичной обработки металла, имеющей целью разрушить грубую литую структуру литых заготовок либо снизить поврежденность порами порошковых заготовок и в целом повысить пластичность металла перед последующими процессами ОМД с более жесткими схемами напряженного состояния: прокаткой, волочением и др. Иллюстрацией служат данные табл. 1.1.

Таблица 1.1

Режимы первичной обработки заготовок тугоплавких металлов [5]

Материал	Схема обработки	Температурный интервал, °С	Степень деформации, %
Молибден и его сплавы ВМ1, ВМ2, ЦМ5	Прессование	1300...1800	70...85
Вольфрам и его сплавы с рением и молибденом	Ковка	1400...2000	5...15
	Прессование	1400...1860	до 90
Ниобий и его сплавы	Прессование	1300...1500	70...80
Хром и его сплавы	Ковка	700...1600	15...20
	Прессование	1050...1100	75...80
Тантал и его сплавы	Ковка	20	15...25
	Прессование	1100...1500	до 95
Ванадий и его сплавы	Прессование	1000...1450	85...90

Следует отметить, что от технологий и агрегатов в черной металлургии требуется обеспечение как можно более высокой производительности, что часто идет в ущерб гибкости процессов. В цветной металлургии при относительно небольших объемах партий заготовок на первый план выходит возможность быстрой переналадки технологического процесса на выпуск другого типа продукции. Именно этому требованию удовлетворяет процесс прессования, поэтому он получил в отрасли достаточно широкое распространение.

2. Особенности течения металла при прессовании

Различают прямое прессование и обратное [6]. При прямом прессовании пуансон перемещает слиток внутри контейнера и требуется дополнительная энергия на преодоление трения. При обратном прессовании слиток неподвижен относительно стенок контейнера, а выдавливание происходит надвиганием на заготовку матрицы, здесь отсутствуют затраты на преодоление напряжений трения на стенке контейнера, что позволяет снизить общие энергозатраты на 30–40 %. Достоинством прямого метода является высокая прочность матричного узла и пуансона (он выполнен сплошным). При обратном методе габариты матрицы должны вписываться в габариты полости контейнера, что уменьшает ее прочность, пуансон должен быть выполнен полым, что также снижает его прочность.

Структура очага деформации при прессовании представлена на рис. 2.1. К торцу пресс-шайбы примыкает жесткая зона 1 (Жз1), металл в которой перемещается вместе с пресс-шайбой. При обратном методе прессования эта зона остается неподвижной. К торцу матрицы примыкает жесткая зона 2 (Жз2), металл которой подвергается деформации только при выпрессовывании пресс-остатка. На уровне калибрующего пояска длиной l_n образуется жесткая зона 3 (Жз3). Границами жестких зон и поверхностью контейнера образована пластическая зона (Пз). Для прессования через плоскую матрицу характерно существование угла естественного истечения металла α , значение

которого зависит от параметров трения, свойств прессуемого металла и др. В приближенных расчетах рекомендовано принимать при прямом прессовании значение α равным $60...65^\circ$ ($1,05...1,13$ рад). Вдоль конической поверхности, образованной зоной Жз2, действуют касательные напряжения среза.

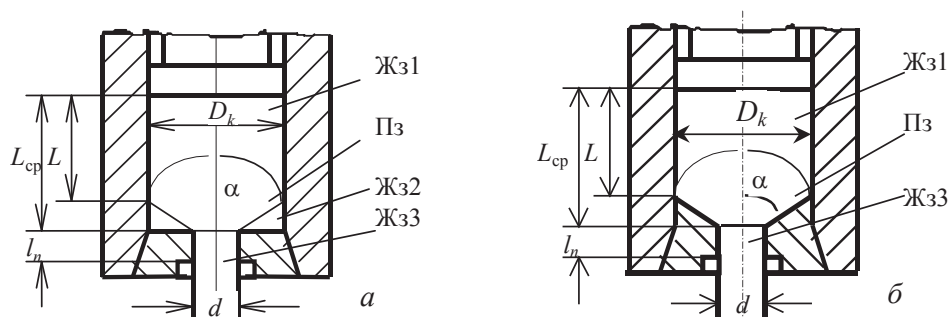


Рис. 2.1. Расчетные схемы прямого прессования:
а — через плоскую матрицу, б — через коническую матрицу

Если применяют коническую матрицу (рис. 2.2, б), то в качестве угла естественного истечения металла может выступать полуугол раствора матрицы. В этом случае жесткая зона Жз2 может отсутствовать, а по поверхности матрицы будут действовать напряжения трения, а не среза. Энергозатраты в таком процессе оказываются меньше, особенно при применении эффективных смазок и теплоизолирующих слоев.

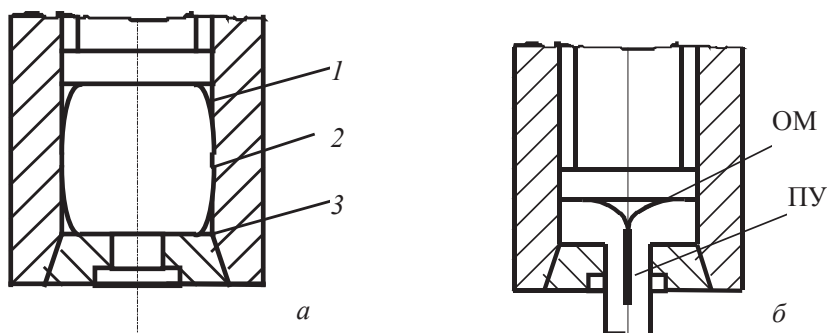


Рис. 2.2. Нестационарные периоды прессования:
а — распрессовка: 1 и 3 — области защемления воздуха; 2 — зона бочкообразования и растягивающих напряжений; б — выпрессовывание пресс-остатка и образование пресс-утяжины:
ПУ — пресс-утяжина; ОМ — отход металла и создание воронкообразного дефекта

Различают различные фазы прессования. После загрузки в контейнер слитка, диаметр которого несколько меньше диаметра контейнера, деформация начинается с процесса осадки с характерным для этого процесса бочкообразованием (рис. 2.2, *a*). На внешней поверхности слитка образуется зона 2, где действуют растягивающие напряжения и возможно разрушение металла. Поскольку часто прессованию подвергают именно малопластичные материалы, то первая фаза прессования, называемая распрессовкой, может приводить к получению дефектов. Поэтому разницу диаметров слитка и контейнера стараются свести к минимуму, а в некоторых случаях запрессовывают слиток в контейнер без зазора. Другим возможным последствием распрессовки является образование закрытых со всех сторон областей с запертым в них объемами воздуха 1 и 3 (рис. 2.2, *a*). В дальнейшем возможно попадание этих воздушных мешков под поверхность пресс-изделия. После выхода из отверстия матрицы напряжения сжатия в металле исчезают, а упруго сжатый воздух деформирует приповерхностный слой металла с образованием пузырей или отслоений. При последующем волочении такие дефекты преобразуются в плены.

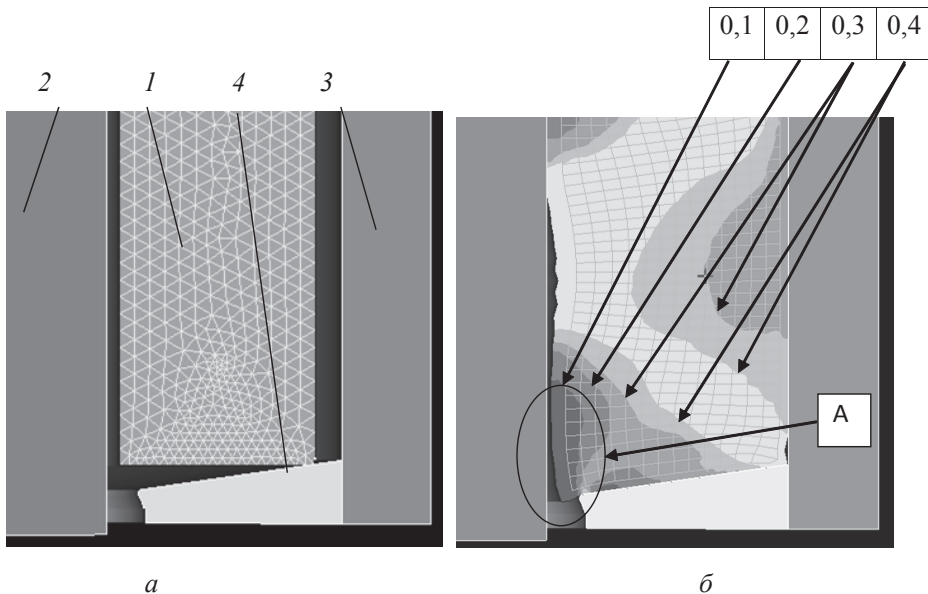


Рис. 2.3. Расположение полой заготовки 1 между иглой 2, стенкой контейнера 3 и матрицей 4 до распрессовки (*a*) и после распрессовки (*б*) с линиями равного уровня степени деформации сдвига Λ (числа в таблице); слева — сетка конечных элементов, справа — координатная сетка; А — зона малых деформаций

На рис. 2.4 показан выполненный методом конечных элементов расчет пластического течения металла в начальной стадии прессования полой заготовки. Видно, что из-за явления бочкообразования вблизи поверхности иглы образуется замкнутое пространство. Кроме того, решение показывает, что часть металла еще до деформации в матрице получает определенную степень деформации, вследствие чего начинают происходить процессы рекристаллизации.

Стационарная фаза прессования сопровождается истечением металла через отверстие матрицы, при этом объем пластической зоны Пз непрерывно восстанавливается за счет металла, поступающего из жесткой зоны Жз1 (рис. 2.2).

Заключительная стадия прессования наступает, когда весь металл жесткой зоны Жз1 будет исчерпан и начнет уменьшаться объем пластической зоны Пз. При подходе пресс-шайбы к поверхности матрицы энергетически более выгодным оказывается течение металла с образованием воронки вблизи торца пресс-шайбы. В эту воронку вовлекаются загрязнения с торцевой поверхности слитка, и образуется внутренний дефект в пресс-изделии, называемый пресс-утяжиной (рис. 2.2, б).

Описанный выше характер течения металла накладывает отпечаток и на изменение силовых характеристик процесса во времени, что иллюстрируется рис. 2.4, а. На стадии распрессовки происходит непрерывный рост усилия, связанный с заполнением объема контейнера металлом, увеличением контактных поверхностей трения и затруднением перетекания металла в сторону свободных поверхностей. Под конец распрессовки остается только одна свободная поверхность со стороны отверстия матрицы, куда и устремляется металл. Усилие прессования в этот момент максимально, в стационарной стадии прямого прессования усилие убывает из-за снижения поверхности трения в контейнере. При обратном прессовании (рис. 2.4, б) усилие на второй стадии остается постоянным, так как затраты энергии на преодоление трения на поверхности контейнера в любой момент времени равны нулю. На третьей заключительной стадии прессования усилие прессования непрерывно растет, так как толщина очага деформации становится очень небольшой и активную роль начинают играть напряжения трения на торцевой поверхности матрицы. На этот процесс при горячем прессовании накладывается захлаживание оставшегося металла, что повышает его сопротивление деформации.

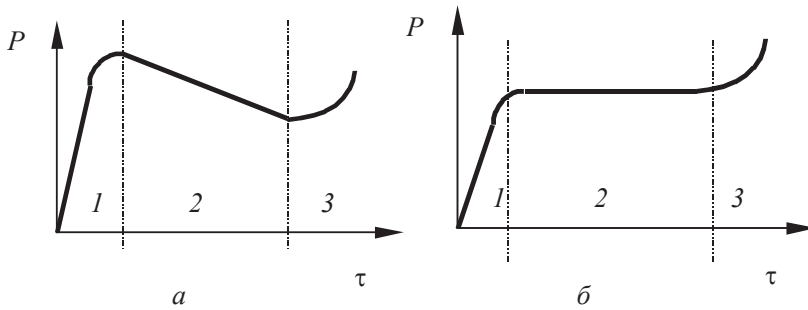


Рис. 2.4. Характерные диаграммы усилия прессования в функции времени: 1 — стадия распрессовки; 2 — стационарная стадия; 3 — выпрессовывание пресс-остатка

Можно отметить, что реальные диаграммы прессования могут несколько отличаться от приведенных, поскольку силовые условия тесно связаны с температурными полями. Так, при горячем прессовании слитков небольшой массы из металлов с высокой теплопроводностью (медь, алюминий) захлаживание слитка может наступить уже в стационарной стадии прессования, что приведет не к уменьшению усилия в функции времени, а к его повышению.

Конструктивно более простым и наиболее часто применяемым является способ с обратным истечением рубашки. Сущность такого способа заключается в использовании пресс-шайбы, диаметр которой на 2–4 мм меньше диаметра контейнера (рис. 2.5). Одновременно с прессованием отделяется периферийный слой заготовки небольшой толщины. Такой способ прессования имеет следующие преимущества:

- на рубашке остаются все поверхностные дефекты заготовки, чем исключается возможность их проникновения в пресс-изделие;

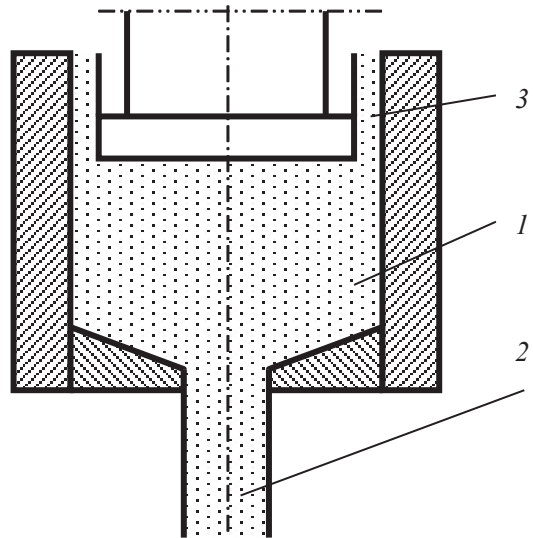


Рис. 2.5. Схема прессования с рубашкой: 1 — слиток; 2 — пруток; 3 — рубашка

- рубашка затрудняет скольжение металла по торцевой поверхности пресс-шайбы в заключительной стадии прессования и этим способствует более позднему началу образования центральной пресс-утяжины, а следовательно, и уменьшению пресс-остатка.

К недостаткам процесса прессования с рубашкой следует отнести повышенный расход металла и интенсивный износ контейнера около матрицы вследствие увеличения скоростей течения металла в конце процесса.

Высота рубашки, как правило, не превышает высоты выпрессованной части заготовки и даже несколько меньше ее. Это, на первый взгляд, служит обоснованием предположения о том, что при внедрении пресс-шайбы в металл рубашка срезается. Однако периферийный слой образуется путем пластического сдвига без нарушения сплошности металла.

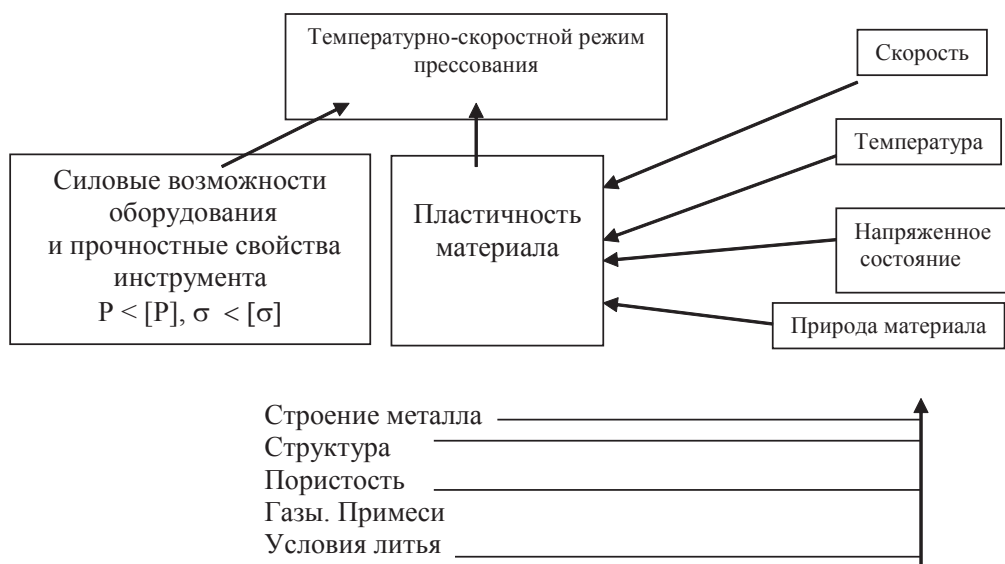


Рис. 2.6. К выбору температурно-скоростного режима прессования

Образование рубашки затрудняется с уменьшением трения на поверхности контейнера, поэтому при таком процессе смазка контейнера не производится. Образование рубашки, если она очень тонкая, также затрудняется вследствие быстрого ее охлаждения и создания в кольцевой щели пробки, увеличивающей отделяемый слой за пресс-шайбой. Это же происходит при налипании металла на пресс-шайбу. При нали-

панин металла на контейнер рубашка образуется сравнительно легко, но затрудняется ее извлечение из контейнера. На образование рубашки заметно влияет и степень деформации: чем она больше, тем больше абсолютная величина гидростатического давления в окрестности пресс-шайбы, тем легче пресс-шайба внедряется в металл.

При выборе формы пресс-шайбы следует иметь в виду и то, что отделение ее от рубашки и пресс-остатка заметно легче при острых, чем при сильно закругленных кромках, поэтому в практике часто применяют пресс-шайбы с острыми кромками.

Большое внимание при прессовании уделяется выбору температурно-скоростного режима. На рис. 2.6 приведен перечень факторов, которые учитываются при назначении такого режима.

3. Структура и текстура пресс-изделий

Помимо неоднородности механических свойств пресс-изделия отличаются некоторыми особенностями структуры, не свойственными изделиям, получаемым другими методами обработки металлов давлением, такими как прокатка, волочение и др.

Неравномерность деформации при прессовании в первую очередь отражается на микро- и макроструктурах прессованных изделий. Как правило, микроструктура двухфазных сплавов существенно отличается от микроструктуры однофазных. Разница не только в размере зерна: на двухфазных сплавах образуется строчечная структура, более развитая на заднем конце прутка.

Важной характеристикой структуры является размер зерна. Размер зерна зависит от природы сплава, температуры прессования и степени деформации.

Повышение степени деформации способствует измельчению зерна, а повышение температуры, наоборот, приводит к увеличению зерна. Помимо температуры и степени деформации на величину зерна пресс-изделия влияют скорость прессования и скорость охлаждения изделия.

Наблюдение микроструктуры прессованных изделий в различных частях по сечению и длине позволяет отметить ряд особенностей, свойственных только прессованным изделиям. Передний конец пресс-изделия в середине сечения обнаруживает крупнозернистое строение, свойственное литому сплаву. На всех сплавах такая литая структура наблюдается только на небольшой длине передней его части по длине, не превышающей 1,5–2 диаметра сечения. Далее структура большинства металлов и сплавов довольно равномерна.

Для изделий из сплавов на алюминиевой основе характерно образование крупнокристаллического ободка на периферии поперечного сечения (рис. 3.1). Толщина ободка увеличивается к задней части пресс-изделия. Физическая природа формирования крупнозернистой структуры у алюминиевых сплавов пока неизвестна. Замечено, что она провоцируется повышенным содержанием железа в сплавах и сильными местными деформациями.

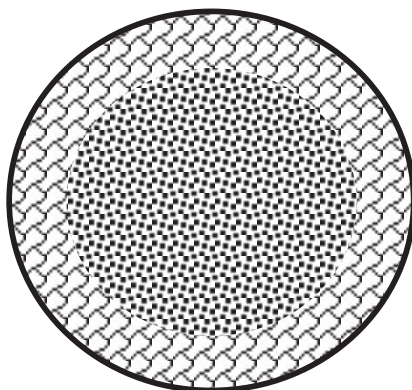


Рис. 3.1. Схема расположения крупнокристаллического ободка на поперечном темплете круглого прутка

Крупнокристаллический ободок наблюдается на пресс-изделиях, полученных при прямом и обратном прессовании, но во втором случае толщина ободка значительно меньше. Прессование со смазкой позволяет исключить образование колечка.

В прессованных изделиях иногда наблюдается структура, которая на поверхности излома изделия отличается слоистым, древесным строением. Такая структура получила название шиферной (шиферный излом). Особенностью, отличающей шиферный излом от хорошего бархатистого излома прессованных изделий, является слоистая по-

верхность с трещинами и уступами. Эти трещины и уступы ухудшают механические свойства изделий в поперечном направлении. Особенно сильно понижаются относительное удлинение и ударная вязкость.

Шиферный излом появляется как у медных, так и у алюминиевых сплавов. Отжиг и ковка не устраняют шиферного излома, образовавшегося при прессовании. Часто излом, похожий на шиферный, показывает пресс-утяжина. Но такой излом легко отличить от шиферного, потому что пресс-утяжина всегда находится в заднем конце пресс-изделия, тогда как шиферный излом чаще наблюдается на передней части прутка, где никакой пресс-утяжины быть не может.

Наиболее общей причиной образования шиферного излома пресс-изделий считается наличие в строении сплавов прослоек различной пластичности, ориентированных в направлении течения металла при прессовании.

В медных сплавах на образование шиферного излома влияют:

- газовая пористость в слитке;
- усадочная пористость;
- включения шлаков в том случае, когда они находятся не в дисперсном состоянии;
- отливка слитков при слишком низкой температуре.

В алюминиевых сплавах наиболее широко известны две причины шиферного излома:

- загрязнение сплава окисленными пленками;
- присутствие в структуре частиц с нерастворенными интерметаллическими соединениями.

Следует отметить, что при прессовании, например, алюминиевых сплавов необходимо учитывать еще одно явление, связанное со структурной неоднородностью прессованных изделий, называемое пресс-эффектом.

Пресс-эффект наблюдается на пресс-изделиях из некоторых сплавов и заключается в том, что пресс-изделие в продольном направлении обладает повышенной прочностью и пониженной пластичностью по сравнению с прочностью и пластичностью изделий, полученных другими способами обработки давлением (прокатка, волочение) при одинаковых геометрических характеристиках деформации и одинаковых условиях термической обработки (закалка, старение).

Возникновению пресс-эффекта в алюминиевых сплавах способствует присутствие в них Mn, Zr, Cr и некоторых других элементов,

которые на диаграмме состояния с алюминием дают очень узкий интервал кристаллизации и уменьшенную растворимость в твердом состоянии при высоких температурах. Последствия пресс-эффекта проявляются в получении анизотропного материала, для описания деформации которого условие текучести Мизеса не годится, и поэтому следует использовать иные зависимости.

Р. Хиллом получено условие текучести вида

$$H_0 \cdot (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + F_0 \cdot (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G_0 \cdot (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 = 1,$$

а также уравнения связи напряжений σ_{ij} ($i = x, y, z$) и приращений деформаций $d\varepsilon_{ij}$ для анизотропного материала с изотропным упрочнением:

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{xx} &= k \cdot [H_0 \cdot (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) + G_0 \cdot (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})]; \\ d\varepsilon_{yy} &= k \cdot [F_0 \cdot (\sigma_{yy} - \sigma_{zz}) + H_0 \cdot (\sigma_{yy} - \sigma_{xx})]; \\ d\varepsilon_{zz} &= k \cdot [G_0 \cdot (\sigma_{zz} - \sigma_{xx}) + F_0 \cdot (\sigma_{zz} - \sigma_{yy})], \end{aligned}$$

где k — инвариантная константа; H_0, F_0, G_0 — множители, определяемые выражениями

$$H_0 + G_0 = \frac{1}{\sigma_{Tx}^2}; \quad H_0 + F_0 = \frac{1}{\sigma_{Ty}^2}; \quad F_0 + G_0 = \frac{1}{\sigma_{Tz}^2},$$

где σ_{Ti} ($i = x, y, z$) — пределы текучести вдоль соответствующих осей.

Особенно склонны к анизотропии металлы с гексагональной кристаллической решеткой: альфа-титан, магний, цинк и их сплавы. Применительно к титановым сплавам предложено учитывать анизотропные характеристики при анализе деформации в источниках [7–9].

4. Расчет размеров слитка или заготовки

С целью достижения максимальной производительности при прессовании применяют слитки или заготовки максимально возможного объема. Если нет специальных требований по геометрии, то применяют слитки цилиндрического вида. Однако в практике прессования известны слитки прямоугольного поперечного сечения, которые применяются для производства широких панелей (например, для летательных аппаратов). Цилиндрический слиток наиболее прост в изготовлении, потому что требует наиболее дешевой оснастки при литье. То же относится и к прессовым заготовкам, получаемыми методами порошковой металлургии.

При производстве труб иногда применяют полые слитки. Для слитка без полости при одном и том же объеме можно выбрать различное соотношение между диаметром D_c и длиной слитка L_c . Действительно, объем V цилиндрического слитка определяется как

$$V = \pi \cdot D_c^2 \cdot L_c / 4 ,$$

и в задачу технолога входит назначить рациональное отношение L_c/D_c . При этом принимаются во внимание следующие факторы.

- Уменьшение длины слитка при одинаковой его массе должно привести к повышению диаметра. Тем самым увеличивается коэффициент вытяжки, а вместе с ним возрастает доля энергозатрат на совершение работы деформации. Энергосиловые параметры прессования (напряжение, сила, мощность привода) ориентировочно пропорциональны натуральному логарифму вытяжки $\ln \lambda$, поэтому уменьшение длины слитка и соответствующее увеличение диаметра приводят к повышению энергозатрат.
- При прямом методе прессования увеличение длины слитка приводит к росту усилия прессования за счет повышения расхода энергии на преодоление трения на стенке контейнера. Растут также напряжения прессования и затраты энергии на осуществление процесса в целом (рис 4.1).

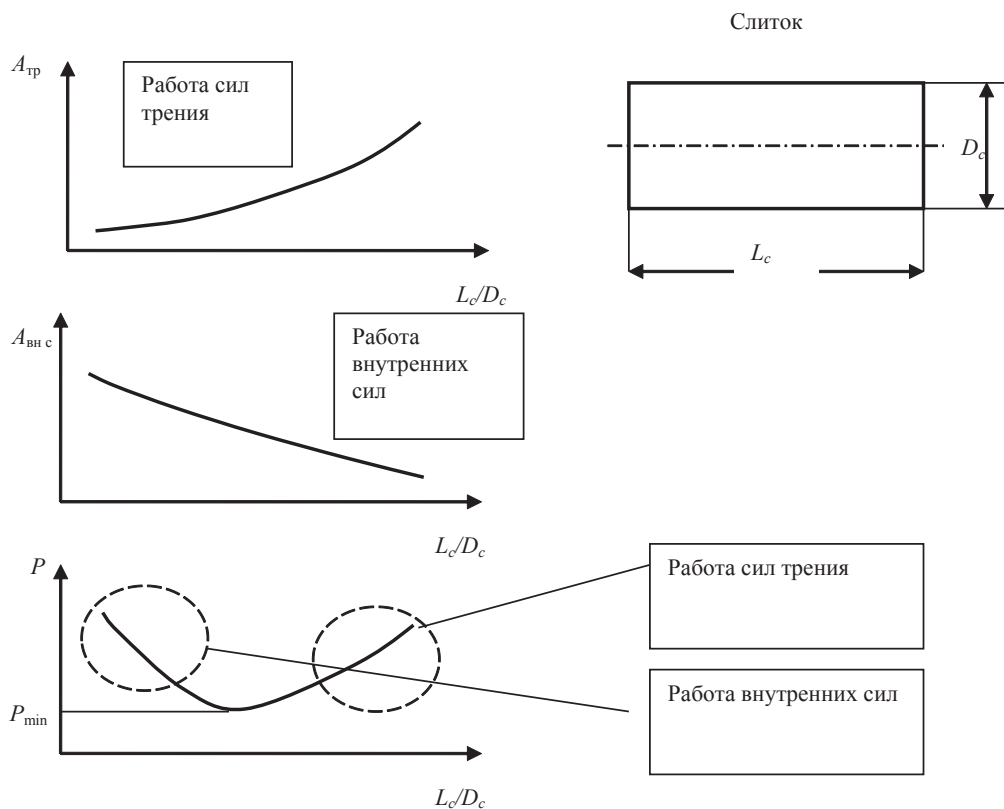


Рис. 4.1. Соотношение затрат энергии при изменении соотношения длины слитка и диаметра при прямом прессовании

- В то же время применение коротких слитков малоцелесообразно, поскольку часть слитка остается в контейнере в виде пресс-остатка. Чем короче слиток, тем большая часть металла составит возвратные отходы, тем ниже окажется выход годного.
- При прессовании короткого слитка на первых же этапах возможно образование пресс-утяжины, что не позволит получить качественное изделие.
- Назначение чрезмерно малого диаметра слитка приведет к слишком небольшим коэффициентам вытяжки. При малых обжатиях деформация не проникает на всю глубину заготовки, в ней остаются непроработанные зоны со структурой недеформированного или слабodeформированного металла. Недеформированный материал сохраняет структуру литого металла

с его пороками: крупным зерном, пористостью. Рекристаллизация слабдеформированного металла приводит к образованию малого числа центров кристаллизации и, вследствие этого, к росту зерна и ухудшению механических характеристик.

Для пресс-изделий, которые не подвергаются дальнейшей более или менее значительной деформации, минимальная вытяжка должна быть не менее 10; для пресс-изделий, подвергающихся дальнейшей обработке давлением (ковка, штамповка), вытяжка может быть не менее 5. Из-за ограничений по силовым условиям проведения процесса прессования приходится ограничивать и максимальные вытяжки, которые из практики прессовых цехов составляют:

медь — 280;	алюминий — 1000;	цинк — 200;
латунь ($\alpha+\beta$) — 700;	МА1—100;	бронза — 30 ...50
Л63—600;	МА2—80;	
Л68—450;	МА3—МА5—60;	
Л070—1—60;	АВ — 250;	
никель — 80;	АМ2—80;	
магний — 200;	Д1, Д16—80;	

Качество прессованных изделий и силовые условия прессования требуют ограничения длины слитка. При всех разновидностях прессования большая длина слитка связана с вероятностью заметного охлаждения слитка к концу прессования и со значительной неравномерностью свойств и структуры изделия.

Большое охлаждение слитка может в конце процесса вызвать повышение усилия прессования, что при ограниченных возможностях пресса приведет к недопрессовкам.

Размеры слитка для заданного пресс-изделия устанавливают в следующем порядке:

- исходя из площади сечения пресс-изделия и его назначения, выбирают допустимую степень вытяжки и число каналов матрицы;
- определяют максимально возможную длину пресс-изделия и с учетом размера пресс-остатка определяют максимальный объем заготовки;
- задавшись несколькими величинами поперечных сечений (превышающих максимальное) слитков, определяют соответствующие им длины слитков и для каждого из таких размеров слитков подсчитывают величины усилий, по которым определяют оптимальные размеры слитка, отвечающие минимальному усилию.

При прессовании чаще всего используют сплошные заготовки круглого сечения. Заготовки прямоугольного или плоскоовального сечения применяют только в отдельных случаях (например, прессование профиля с законцовкой из профилированного контейнера). Полые круглые заготовки также применяют сравнительно редко при прессовании пустотелых профилей с простой формой внутреннего канала при относительно больших его размерах.

Размеры заготовки определяют качество пресс-изделий и технико-экономические показатели процесса. Чем больше диаметр и длина заготовки для прессования профиля определенного типоразмера, т. е. чем больше ее объем, тем больше длина профиля, получаемого из нее. Увеличение длины профиля позволяет уменьшить долю металла, уходящего в концевую обрезь, что способствует повышению выхода годного, поэтому всегда следует стремиться к увеличению объема заготовки.

Однако на величину выхода годного большое влияние оказывает также доля металла на пресс-остаток. При определенном объеме заготовки увеличение ее диаметра и длины по-разному влияет на отходы в пресс-остаток. При увеличении диаметра заготовки и соответственном уменьшении ее длины количество отходов на пресс-остаток повышается и наоборот.

Для обеспечения максимального выхода годного и минимального усилия прессования при определенном объеме заготовки более рационально увеличивать ее длину, чем диаметр. В данном случае лимитирующим фактором является не величина усилия прессования, а величина максимального удельного давления, поэтому при возможности прессования из нескольких контейнеров целесообразно применять контейнер минимального диаметра. Сказанные соотношения поясняются схемой на рис. 4.1.

При одноконтурном прессовании профилей сплошного сечения контейнер выбирают такого диаметра, чтобы при размещении контура очка матрицы в нем оставались требуемые зазоры между крайними точками контура и поверхностью контейнера (рис. 4.2). Это необходимо во избежание отслоений на поверхности профиля [10].

При многоконтурном прессовании тонкостенных профилей сплошного сечения выбирают диаметр контейнера, исходя из условия размещения очков матрицы, обеспечивающего прочность матрицы и указанную величину зазоров между крайними точками контуров профилей и поверхностью контейнера:

Диаметр контейнера	85–95	115–130	170–200	270–300	360–420
Минимальное расстояние от профиля до контейнера	15	20	25	30	35

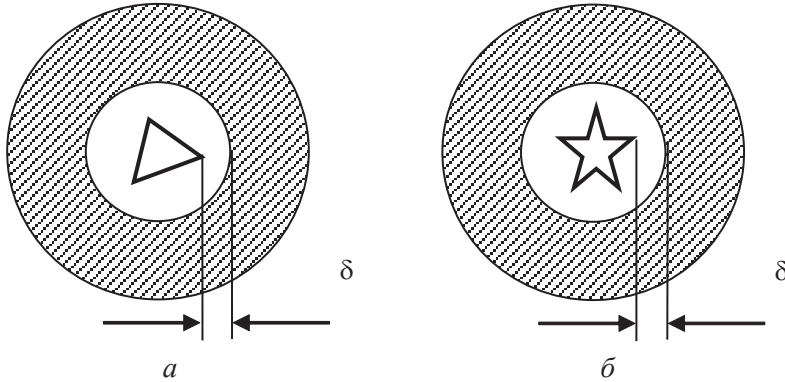


Рис. 4.2. К назначению зазоров δ между контуром профиля и поверхностью контейнера для прессования треугольного профиля (а) и профиля в форме звездочки (б)

При прессовании профилей периодически изменяющегося сечения контейнер выбирают такого диаметра, чтобы вытяжка при прессовании законцовочной части была не ниже минимально допустимой, обеспечивающей достаточную проработку структуры, а вытяжка при прессовании профильной части — не выше максимально допустимой, определяемой силовыми возможностями пресса. Обычно минимальную вытяжку по законцовочной части принимают равной 6–7. Однако при большом соотношении сечений законцовочной и профильной частей минимальную вытяжку по законцовочной части приходится снижать до 4–5.

Выбор оптимального диаметра контейнера для каждого случая прессования практически невозможен — для каждой небольшой группы профилей пришлось бы иметь специальный контейнер, пресс-штемпель и пресс-шайбу. Поскольку профильное производство мелкосерийно, это привело бы к непомерному увеличению парка прессового инструмента, значительным затратам времени на перенастройку пресса при переводе прессования с одного профиля на другой, поэтому для каждого пресса обычно стандартизуют несколько диаметров контейнеров и соответствующих им диаметров заготовок.

После выбора диаметра контейнера рассчитывают диаметр заготовки и ее длину. Диаметр заготовки должен быть таким, чтобы после

нагрева ее можно было свободно ввести в контейнер. При этом ввиду предварительной напряженности втулок контейнера и относительно невысокого термического коэффициента линейного расширения материала втулок увеличение диаметра канала контейнера при его нагреве обычно не учитывают:

$$D_{\text{заг}} = (0,65...0,975)D_{\text{к}}.$$

Длину заготовки при прессовании профилей постоянного сечения в общем случае определяют по формуле

$$L = \frac{[(l_{\text{пф}} + l_{\text{пр}}) \cdot m + l_{\text{ко}}] \cdot n \cdot F_{\text{пф}}}{F_{\text{заг}}} + h_{\text{по}} \cdot \mu_{\text{р}},$$

где $l_{\text{пф}}$ — длина готового профиля; $l_{\text{пр}}$ — припуск на длину; m — кратность профилей в прессовке; $l_{\text{ко}}$ — длина концевой обреза; n — число каналов в матрице; $h_{\text{по}}$ — высота пресс-остатка; $F_{\text{заг}}$, $F_{\text{пф}}$ — площади сечения соответственно заготовки и готового профиля с учетом плюсовых допусков; $\mu_{\text{р}}$ — коэффициент распрессовки.

Ниже представлен пример определения параметров слитка в электронной таблице Excel и программа расчета (табл. 4.1 и 4.2).

Таблица 4.1

Определение параметров слитка

1	Расчет параметров слитка			G	H
2	Исходные данные				
3	Плотность прессуемого металла			2,7	г/куб.см
4	Длина готового профиля			6000	мм
5	Припуск на длину			20	мм
6	Кратность профиля в длине				
7	прессованной заготовки			3	
8	Длина концевой обреза			40	мм
9	Число каналов в матрице			2	
10	Толщина пресс-остатка			30	мм
11	Диаметр слитка			195	мм
12	Диаметр контейнера			200	мм
13	Диаметр профиля			20	мм
14	Положит. допуск на длину слитка			8	мм

Окончание табл. 4.1

15	Результаты расчета				
16	Площадь сечения контейнера			31416	кв.мм
17	Площадь сечения слитка			29865	кв.мм
18	Площадь сечения пресс-изделия			314	кв.мм
19	Коэффициент распрессовки			1,05	
20	Объем пресс-остатка			942	куб.см
21	Масса пресс-остатка			2,54	кг
22	Коэффициент вытяжки			50	
23	Расчетная длина слитка			412	мм
24	Длина слитка			420	мм
25	Масса слитка			33,9	кг

Таблица 4.2

Программа в электронной таблице EXCEL

A	F
16	=F12^2*ПИ ()/4
17	=F11^2*ПИ ()/4
18	=F13^2*ПИ ()/4
19	=F16/F17
20	=F10*F16/1000
21	=F20*F3/1000
22	=F16/F18/F9
23	= ((F4+F5)*F7+F8)*F9*F18/F17+F10*F19
24	=F23+F14
25	=F24*F17*F3/1000000

5. Расчет энергосиловых параметров прессования

Наиболее универсальной методикой расчета энергосиловых параметров прессования является методика И. Л. Перлина, которая использует принцип суперпозиции: сила прессования P является суммой

составляющих, каждая из которых учитывает расход мощности на преодоление реактивных сил в определенном месте очага деформации:

$$P = R_m + T_{кр} + T_m + T_{п},$$

где R_m — составляющая усилия на преодоление мощности внутренних сил (на собственно деформацию); $T_{кр}$ — составляющая усилия на преодоление напряжений трения на стенках контейнера; T_m — составляющая усилия на преодоление напряжений трения на поверхности матрицы или напряжений среза мертвой зоны; $T_{п}$ — составляющая усилия на преодоление напряжений трения на калибрующем пояске матрицы.

В формулу могут быть включены и другие слагаемые, учитывающие иные энергозатраты, например на преодоление противодействия, напряжений трения на поверхности пресс-шайбы и др. Следует отметить, что формулы были получены при использовании условия текучести Треска, при использовании условия текучести Мизеса коэффициенты в формулах могут оказаться несколько иными. Слагаемые формулы И. Л. Перлина в зависимости от конфигурации очага деформации находятся следующим образом.

При прессовании круглого прутка из круглой заготовки:

$$R_m = 0,8 \cdot D_k^2 \cdot \sigma_{ср} \cdot i / \cos^2(\alpha / 2);$$

$$T_{кр} = 0,5 \cdot \pi \cdot \psi_k \cdot D_k \cdot \sigma_{s0} \cdot L;$$

$$T_m = 0,4 \cdot \psi_m \cdot D_k^2 \cdot \sigma_{ср} \cdot i / \sin \alpha;$$

$$T_{п} = 0,5 \cdot \psi_{п} \cdot d \cdot \sigma_{ск} \cdot \lambda \cdot l_{п},$$

где $i = \ln \lambda$ — логарифмическая степень деформации; $L = L_{ср} - 0,5 \cdot (D_k - d) / \operatorname{tg} \alpha$ — длина распрессованного слитка за вычетом длины жесткой (мертвой) зоны; $L_{ср} = D^2 \cdot L_c / D_k^2$ — длина распрессованного слитка; D_k , D и L_c — диаметр контейнера, диаметр и длина слитка; α — угол обжимающей части пластической зоны.

Последний угол равен углу естественного истечения металла ($60...65^\circ$) при полуугле образующей матрицы больше $60...65^\circ$, в том числе при плоской матрице, и равен полууглу наклона образующей матрицы к оси прессования, если последний полуугол меньше угла естественного истечения.

Коэффициенты трения ψ_k , ψ_m , ψ_n соответственно на контейнере, матрице и калибрующем пояске являются справочными данными (табл. 5.1).

Особую трудность вызывает определение величины сопротивления деформации, поскольку кривые упрочнения при сверхвысоких значениях степени деформации, характерных для прессования, до сих пор не построены из-за отсутствия соответствующих методик. В связи с этим пользуются имеющимися зависимостями величины сопротивления деформации $\sigma_s = f(\epsilon, \xi, \theta)$ (ξ — скорость деформации, θ — температура), экстраполируя данные в область высоких степеней деформации.

Таблица 5.1

Значения коэффициентов трения по Зибелю для различных условий прессования

Условия прессования	Коэффициенты трения		
	ψ_k	ψ_m	ψ_n
Со смазкой	0,25	0,25	0,25
Без смазки при мягкой окалине (медь)	0,5	0,5	0,5
Без смазки при жесткой окалине (сталь)	0,75	0,75	0,5
Без смазки при интенсивной приварке (алюминий)	1	1	0,5

Температурно-скоростные параметры процесса назначают применяя результаты расчета тепловых полей, а большей частью — используя рекомендации, полученные в практике прессования (табл. 5.2). Указанные скорости не приводят к перегреву металла из-за выделения тепла деформации.

Таблица 5.2

Максимальные скорости истечения v_n при прессовании

Материал	v_n , см/с	Материал	v_n , см/с
Медь	400	Al, АМц, АМг1	2500
Л68	100	Д1, Д16	12
Л63	250	АД31-АД35	100
БрАЖМц10-3-1,5	25	АК4-АК8	1000
Никелевые сплавы	40	В92-В96	5

Из условия постоянства секундных объемов скорость истечения v_n можно пересчитать, зная скорость прессования v_n по формуле

$$v_n = \lambda \cdot v_n,$$

а также определить скорость деформации по формуле

$$\xi = \frac{6 \cdot \ln \lambda \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot v_{\text{и}}}{(\lambda \cdot \sqrt{\lambda} - 1) \cdot d};$$

по кривым упрочнения при заданных ξ , θ и $\varepsilon = 0$, определяют σ_{s0} ; при рассчитанных значениях логарифмической степени деформации определяют $\sigma_{\text{ск}}$. В некоторых источниках кривые упрочнения строятся в функции степени деформации ε , которую определяют по формуле $\varepsilon = (\lambda - 1)/\lambda$.

Значение среднего сопротивления деформации $\sigma_{\text{ср}}$ оценивают, исходя из характера кривой упрочнения: при характере, близком к линейному, возможно рассчитать $\sigma_{\text{ср}}$ как среднее арифметическое; для кривых, имеющих асимптоту, и при больших степенях деформации бывает целесообразно принять $\sigma_{\text{ср}} = \sigma_{\text{ск}}$.

После расчета усилия деформации рассчитывают напряжение прессования p по формуле

$$p = 4 \cdot m / (\pi \cdot D_k^2).$$

Это напряжение действует на пресс-шайбу, поэтому производят проверку условия $p < k \cdot \sigma_{\text{в}}$, где $k > 1$ — коэффициент запаса, $\sigma_{\text{в}}$ — предел прочности инструментального материала с учетом температуры нагрева этого инструмента (табл. 5.3).

Таблица 5.3

**Механические свойства сталей и сплавов,
применяемых для изготовления прессового инструмента**

Марка стали, сплава	Теплостойкость, °С	Температура, °С	HRC	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\sigma_{\text{т}}$, МПа
3Х2В8	660	20	50	1650	1440
		500	40	1220	1120
		600	30	1175	925
5ХНМ и 5ХНВ	600	20	—	1650	—
		650	—	400	—
2Х6В8М2К8	735	20	55	1625	1495
		650	50	1525	1250
		700	46	1225	1060
		750	42	975	850

В качестве примера в табл. 5.4 приведены исходные данные и результаты расчета процесса прессования прутка [11, 12], а в табл. 5.5 приведена программа электронной таблицы EXCEL.

Таблица 5.4

Исходные данные и результаты расчета параметров прессования прутка

1A	B	C	D	E	F	G	H	I
2	Расчет энергосиловых параметров прессования							
3	Параметр, обозначение, расчетная формула						Значение	
4	<i>Исходные данные</i>							
5	Способ прессования						Прямое	
6	Прессуемый материал						медь	
7	Диаметр слитка				D		230	мм
8	Диаметр контейнера				D_k		240	мм
9	Длина слитка				L_c		300	мм
10	Диаметр изделия				d		20	мм
11	Длина калибрующего пояска				l_k		5	мм
12	Угол естественного истечения металла				α		60	о
13	Соппротивление деформации начальное				σ_{s0}		20	МПа
14	Соппротивление деформации				σ_{scr}		25	МПа
15	Соппротивление деформации				σ_{sk}		50	МПа
16	Коэффициент трения на контейнере				ψ_k		0,5	
17	Коэффициент трения на матрице				ψ_m		0,5	
18	Коэффициент трения на пояске				$\psi_{п}$		0,5	
19	(Закон трения по Зибелю $\tau = \psi \cdot \tau_s$)							
20	<i>Результаты расчета</i>							
21	Коэффициент вытяжки λ						144	
22	Логарифмическая деформация i						4,97	
23	Степень деформации ε						0,993	
24	Длина слитка после распрессовки L_{cp}						275,5	мм
25	Длина поверхности трения			L			212	мм
26								
27	Доля усилия на деформацию R_m						14021	кН
28								
29	Доля усилия на трение о контейнер $T_{кр}$						799,3	кН
30								
31	Доля усилия на трение о матрицу T_m						2066	кН
32								
33	Доля усилия на трение о поясок $T_{п}$						565,5	кН
34								
35	Усилие прессования P			$P = R_m + T_{кр} + T_m + T_{п}$			17452	кН
36	Напряжение прессования p						385,8	МПа

Таблица 5.5

Программа в электронной таблице EXCEL

G	H
21	= (H8/H10)^2
22	=LN (H21)
23	= (H21-1)/H21
24	=H7^2*H9/H8^2
25	=H24-0,5* (H8-H10)/TAN (РАДИАНЫ (H12))
26	
27	=0,8*H22*H7^2*H15/(COS (РАДИАНЫ (H12/2)))^2/1000
28	
29	=0,5*H16*ПИ ()*H8*H25*H13/1000
30	
31	=0,5*H17*H22*H8^2*H14/SIN (РАДИАНЫ (H12))/1000
32	
33	=0,5*H21*ПИ () *H10*H11*H18*H15/1000
34	
35	=СУММ (H27: H33)
36	=H35/ПИ ()/H8^2*4*1000

В практике прессования наблюдается большое количество вариантов выполнения процесса. Для иных случаев прессования следует применить другие методики, изложенные, например, в монографии И. Л. Перлина.

6. Прессовая прошивка

Во многих случаях отверстие в слитке для производства трубной заготовки получают прошивкой (рис. 6.1): иглой 1 усилием $P_{\text{ш}}$ прошивной системы пресса воздействуют на слиток 2, расположенный в контейнере 3. При этом на начальной стадии процесса металл через отверстие матрицы 4 не выдавливается, а вытекает в направлении, обозначенном стрелкой А из-под торца иглы про-

тив направления движения иглы и пытается оттеснить пресс-шайбу 5 против направления прессования. На этом этапе отводят пресс-шайбу на расстояние δ , сбрасывают давление в главном гидроцилиндре пресса, чтобы не препятствовать такому течению металла и не повышать тем самым усилие прошивки.

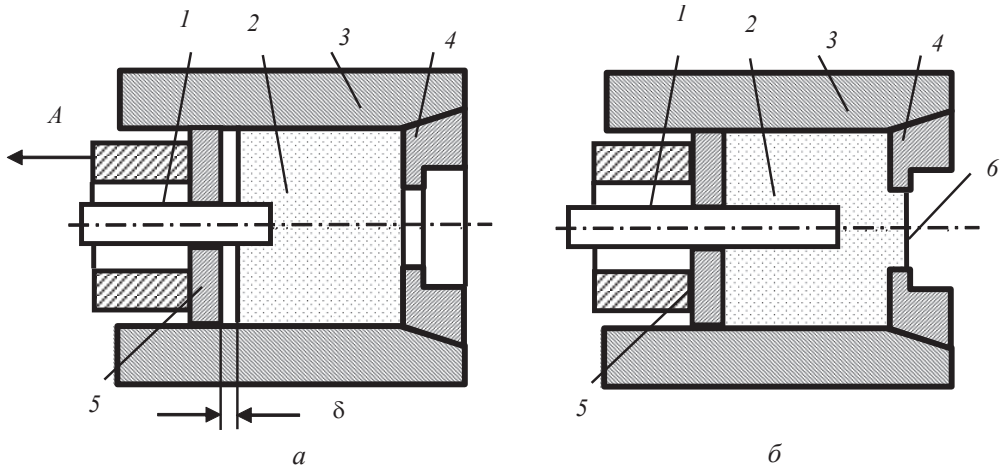


Рис. 6.1. Схема прессовой прошивки

Однако по мере внедрения иглы в слиток усилие прошивки растет, так как увеличивается поверхность трения иглы о металл слитка и поверхность трения вытесняемого металла о поверхность контейнера. В какой-то момент становится энергетически более выгодной схема вытекания металла через отверстие матрицы с образованием передней пробки 6 (рис. 6.1, б). В этот момент усилие прошивки максимально, его необходимо знать для проверки возможности прошивки из условия

$$P_{\text{и}} < [P_{\text{и}}]$$

где $[P_{\text{и}}]$ — номинальное усилие прошивной системы пресса.

После получения передней пробки перемещение иглы прекращают и движением пуансона выпрессовывают металл из контейнера с формированием трубы (рис. 6.2).

Усилие прошивки определяется по формуле

$$P_{\text{и}} = \sigma_{\text{и}} \cdot \pi \cdot d_{\text{и}}^2 / 4,$$

$d_{\text{и}}$ — осевое напряжение в игле.

Величина осевого напряжения в игле также подлежит проверке на предельное значение, регламентируемое прочностными характеристиками материала, из которого она изготовлена, при заданных условиях эксплуатации:

$$\sigma_{\text{и}} < [\sigma_{\text{и}}],$$

где $[\sigma_{\text{и}}] = \sigma_{\text{в}} / k$ — допускаемое напряжение материала иглы при температуре ее нагрева; $\sigma_{\text{в}}$ — временное сопротивление этого материала в тех же условиях; k — коэффициент запаса в тех же условиях.

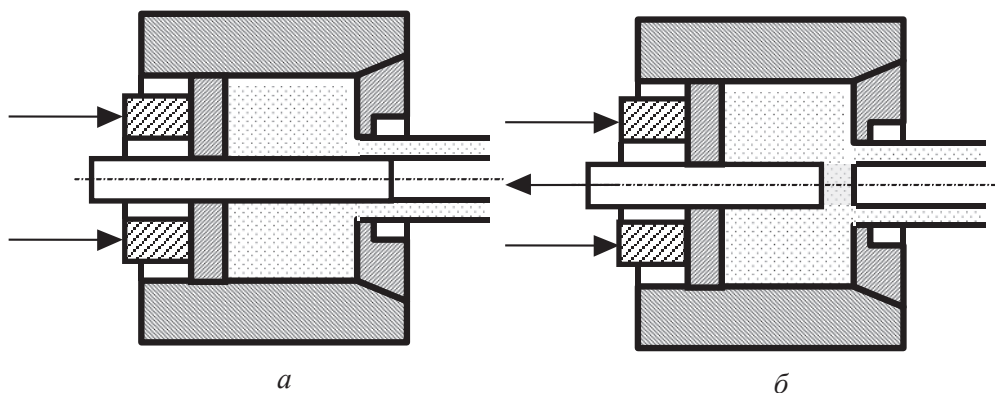


Рис. 6.2. Схема прессования трубы и формирования задней пробки:
а — прессование трубы; б — получение задней пробки

Иглы прессовых установок работают в чрезвычайно тяжелых условиях, нагреваясь часто при деформации практически до температуры прессуемого металла, поэтому довольно сложно подобрать подходящий материал, длительно выдерживающий такие нагрузки, в связи с этим коэффициент запаса для материалов игл вынужденно принимают довольно низкими.

Осевое напряжение в игле определяют по формуле

$$\sigma_{\text{и}} = z \cdot (\sigma_{\text{и1}} + \sigma_{\text{и2}}),$$

где $\sigma_{\text{и1}}$ — составляющая напряжения в игле, определяемая усилием среза $P_{\text{с}}$ по поверхности, образованной диаметром трубы d , равным диаметру матрицы; $\sigma_{\text{и2}}$ — составляющая напряжения в игле, определяемая усилием трения $P_{\text{т}}$ иглы о поверхность металла при ее продвижении вперед.

Очевидно, что срез реализуется на цилиндрической поверхности, имеющей высоту $L-a$ и диаметр d , поэтому

$$P_c = \pi \cdot d \cdot (L-a) \cdot \tau_s,$$

где a — величина прошитой части слитка, соответствующая моменту возникновения максимальных напряжений в игле; $L_{cp} = L D_c^2 / D_k^2$ — длина слитка после распрессовки; параметр a/L является функцией параметра d_i/D_k :

$$a/L = 0,055 D_k/d_i,$$

В свою очередь,

$$P_T = \pi \cdot d_i \cdot a \cdot \psi \cdot \tau_s,$$

разделив P_c и P_T на площадь поперечного сечения иглы, получим

$$\begin{aligned}\sigma_{и1} &= 4 d (L-a) \tau_s / d_i^2, \\ \sigma_{и2} &= 4 a \psi \tau_s / d_i.\end{aligned}$$

Величина z является температурным коэффициентом захлаживания при прошивке. Для его определения служит формула

$$z = \lambda (z_{Cu} - 1) / 339 + 1,$$

где λ — коэффициент теплопроводности, Вт/(м*град); z_{Cu} — значение z для меди при 900 °С, которое определяется аппроксимирующей формулой

$$z_{Cu} = 1 + 0,7 d_i/D_k.$$

Если прессуют материалы менее теплопроводные, чем медь, то скорость захлаживания приконтактных слоев металла оказывается ниже, чем для меди, что учитывается значением коэффициента захлаживания.

Описанные выше приемы образования передней и задней пробок приводят к возможности прессования трубы, в которой полость изолирована от атмосферы, что позволяет реализовать безокислительный вариант деформации. Усовершенствование этой схемы предложено в источнике [13].

С применением изложенных выше уравнений и формул составлена программа в электронном редакторе EXCEL и получены результаты расчета (табл. 6.1 и 6.2).

Таблица 6.1

Исходные данные и результаты расчета

1A	B	C	D	E	F	G	H	I
2	Расчет прессовой прошивки							
3		Параметр				Обозначение	Значение	Размерность
4		<i>Исходные данные</i>						
5	Прессуемый материал						Медь	
6	Диаметр слитка					D	230	мм
7	Диаметр контейнера					D_k	240	мм
8	Длина слитка					L_c	300	мм
9	Диаметр трубы					d	50	мм
10	Диаметр иглы					$d_{и}$	40	мм
11	Сопротивление деформации					σ_s	50	МПа
12	Коэффициент теплопроводности					λ	333	Вт/м*град
13	Коэффициент трения на игле					ψ	0,50	
14	(Закон трения по Зибелю $\tau = \psi \cdot \tau_s$)							
15	Предел прочности материала иглы					σ_b	1000	
16		<i>Результаты расчета</i>						
17	Сопротивление деформации на сдвиг					τ_s	28,87	МПа
18	Длина слитка после распрессовки					L_{cp}	275,5	мм
19	Параметр $d_{и}/D_k$					$d_{и}/D_k$	0,17	
20	Параметр a/L_{cp}					a/L_{cp}	0,33	
21	Параметр a					a	90,92	мм
22	Напряжения среза					$\sigma_{и1}$	666,11	МПа
23	Напряжения трения					$\sigma_{и2}$	131,23	МПа
24	Поправка захлаживания для меди					z_{Cu}	1,117	
25	Поправка захлаживания для металла					z	1,115	
26	Напряжение на игле					$\sigma_{и}$	889	МПа
27	Коэффициент запаса по временному сопротивлению					k	1,12	
28	Площадь сечения иглы					F	1257	кв.мм
29	Усилие прошивки					$P_{и}$	1117	кН

Таблица 6.2

Программа в электронном редакторе EXCEL

№	Н
17	=H11/КОРЕНЬ (3)
18	=H6^2*H8/H7^2
19	=H10/H7
20	=H7/H10*0,055
21	=H20*H18
22	=4*H9* (H18-H21)*H17/H10^2
23	=4*H13*H21*H17/H10
24	=1+0,7*H10/H7
25	=H12* (H24-1)/338+1
26	=H25* (H22+H23)
27	=H15/H26
28	=ПИ ()*H10^2/4
29	=H26*H28/1000

Как показывают результаты расчета, напряжения на игле весьма значительны. Прессовую прошивку часто ведут с высокими скоростями; чтобы избежать перегрева иглы и выхода ее из строя, тело иглы охлаждают после каждого цикла прессования. Несмотря на это, срок службы прошивного инструмента чаще всего оказывается невысок.

Описанная выше схема прошивки и создания передней и задней пробок характерна для производства труб из меди и медных сплавов. Она позволяет избежать окисления внутренней поверхности трубы за счет создания в полости вакуума. Наружная поверхность трубы предохраняется от окисления прессованием трубной заготовки в воду, как это показано на рис. 6.3. При такой схеме прессования было бы возможно отказаться и от вакуумирования полости трубы, однако внутреннюю поверхность трубы было бы сложно освободить от остатков воды и масла, что необходимо сделать при подготовке ее к волочению.

Возможен вариант прессования трубных заготовок из полых слитков, что используется в основном при производстве труб из легких цветных металлов. Дело в том, что легкие цветные металлы обладают повышенной адгезией к прессовому инструменту, поэтому поверхность игл при прошивке интенсивно покрывается истекающим металлом, резко ухудшая условия трения и качество поверхности тру-

бы. В этом случае игла свободно вводится в полость, предварительно подготовленную тем или иным специальным способом: отливкой, рассверливанием и расточкой. Поскольку необходимость в операции прошивки отпадает, то условия работы иглы в такой схеме облегчены: вместо схемы нагружения сжимающей нагрузкой возникает схема растяжения иглы напряжениями трения со стороны вытекающего из отверстия матрицы металла.

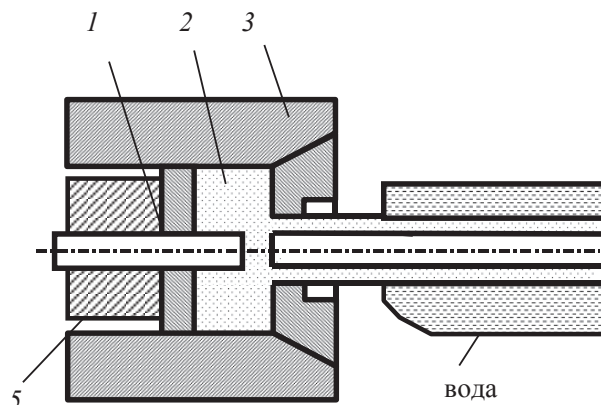


Рис. 6.3. Схема прессования трубных заготовок в воду

В работах [14, 15] предлагалось заменить цилиндрические иглы прессовых установок на укороченные конические, что позволяло регулировать профиль отверстия в трубе перемещением оправки вдоль оси прессования.

7. Расчеты прессового инструмента

Выбор параметров прессового инструмента, в первую очередь матрицы, оказывает влияние на ряд технологических факторов, например на давление прессования, допустимую скорость истечения и ее неравномерность по сечению пресс-изделий, степень неравномерности деформации, на некоторые качественные показатели пресс-

изделия (точность размеров, качество поверхности, степень неравномерности структуры), характер операций правки отпрессованного профиля и др.

Стоимость инструмента в общих издержках производства прессованных изделий составляет существенную часть и доходит, например, при производстве некоторых профилей до 30 % от общей стоимости прессового передела.

Проектирование матрицы для прессования заданного профиля после расчета диаметра контейнера, вытяжки, определения размеров заготовки и выбора необходимого оборудования заключается в следующем.

1. Определение числа матричных каналов.
2. Определение размеров канала матрицы на выходе с учетом термической усадки профиля и внеконтактной деформации.
3. Проектирование элементов матрицы, влияющих на степень неравномерности истечения.
4. Определение продольного профиля канала матрицы.
5. Определение других конструктивных элементов.
6. Расчет на прочность элементов матрицы и определение деформаций в напряженном состоянии с возможной корректировкой размеров матрицы по результатам расчета.

7.1. Определение числа матричных каналов

Определение числа матричных каналов осуществляют, принимая во внимание особенности многоканального прессования.

Многониточное прессование ведется через многоканальные матрицы с числом каналов от 2 до 20, а иногда и более. Основные особенности, определяющие область применения этого процесса и отличающие его от прессования через одноканальную матрицу при одинаковых заготовках и скоростях истечения, таковы.

1. Уменьшение средней длины пресс-изделий пропорционально числу путей.
2. Сокращение длительности процесса, которое при одинаковых скоростях истечения прямо связано с уменьшением длины каждой нити.

3. Уменьшение полного давления прессования.
4. Некоторое снижение теплового эффекта деформации вследствие уменьшения общей вытяжки.

5. Увеличение контактной поверхности в каналах матрицы.

Скорости истечения будут сравнительно одинаковыми, если центры каналов расположены равномерно по одной окружности с центром на оси заготовки (рис. 7.1).

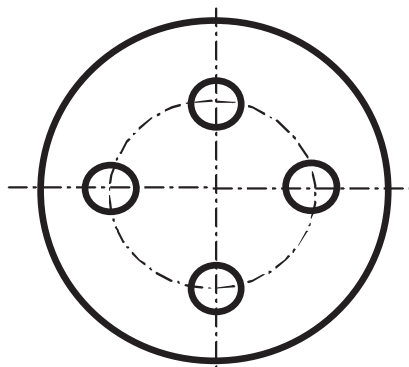


Рис. 7.1. Схема расположения отверстий на зеркале матрицы на концентрической окружности

Для получения сравнительно одинаковых скоростей извлечения через каналы, расположенные на нескольких концентрических окружностях, при наиболее благоприятных условиях процесса центр каждого канала должен совпадать с центром тяжести равновеликих ячеек сетки, нанесенной на торцевой поверхности матрицы.

Однако даже при таком расположении скорости истечения из периферийных каналов могут быть меньше скорости истечения из внутренних каналов при заметном отставании периферийных слоев заготовки от внутренних вследствие больших сил контактного трения, а также охлаждения периферийных слоев.

Для выравнивания скоростей истечения устраняют причины неравномерности скоростей: или изменяют силовой подпор у выхода металла из пластической зоны, изменяя эффективную длину калибрующего пояска каждого канала, или несколько приближают периферийные каналы к центральным.

Результаты опытов по изучению влияния угла наклона образующей пояска на скорость истечения (в диапазоне от -3 до $+60^\circ$) пока-

зывают, что минимальное торможение имеет место при $\alpha = -3$ (при отсутствии пояска) и максимальное при $+15^\circ$ (рис. 7.2).

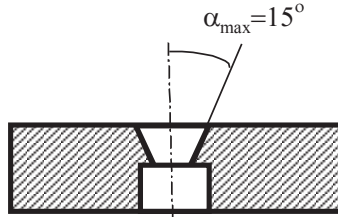


Рис. 7.2. Схема изменения наклона калибрующего пояска

Сетку ячеек симметричного и равномерного расположения каналов рассчитывают в следующем порядке.

Исходя из допустимой длины пресс-изделия, диаметра заготовки, силовых условий и прочности матрицы, выбирают общее число каналов $n_{об}$, число концентрических поясков m , на которых они расположены, и число каналов n_1, n_2, \dots, n_m в каждом пояске $n_{об} = n_1 + n_2 + \dots + n_m$. Определяют площадь каждой ячейки

$$F_{я} = \frac{\pi \cdot D_M^2}{4 \cdot n_{об}}$$

и площади каждого ряда ячеек, расположенных на одном пояске

$$\Sigma F_{ni} = n_i \cdot F_{я}.$$

Определяют суммарные площади поясков от первого до предпоследнего пояска ($m-1$):

$$F_{я_{1,2}} = (n_1 + n_2) \cdot F_{я},$$

$$F_{я_{1,2,3}} = (n_1 + n_2 + n_3) \cdot F_{я},$$

$$F_{я_{1,2,3,\dots,(m-1)}} = (n_1 + n_2 + n_3 + \dots + n_{m-1}) \cdot F_{я}.$$

По этим площадям определяют диаметры окружностей, отделяющих один пояс от другого:

$$D_1 = \sqrt{\frac{4 \cdot n_1 \cdot F_{я}}{\pi}}, D_2 = \sqrt{\frac{4 \cdot (n_1 + n_2) \cdot F_{я}}{\pi}}, D_{m-1} = \sqrt{\frac{4 \cdot (n_1 + n_2 + \dots + n_{m-1}) \cdot F_{я}}{\pi}}.$$

На торцевую поверхность матрицы наносят окружности соответственно диаметрам D_1, D_2, \dots, D_{m-1} , затем между ними — средние окружности центров каналов и равномерно расположенные радиусы.

В заключительной стадии прессования при увеличении числа каналов образование пресс-утяжины в окрестности каждого канала начинается позднее, отчего заметно уменьшается пресс-остаток. В этом — еще одно преимущество прессования через многоканальные матрицы.

Следует, однако, учитывать, что при большом числе каналов прочность матрицы существенно снижается и в отдельных случаях становится лимитирующим условием. Назначение числа каналов в матрице может составлять задачу оптимизации технологического процесса.

7.2. Определение размеров канала матрицы

Определение размеров канала матрицы на выходе (A) рекомендуется проводить по формуле

$$A = A_1 + M + (k_{\text{вд}} + k_p + k_t) \cdot A_1,$$

где A_1 — номинальный размер профиля; M — плюсовой допуск на данный размер; $k_{\text{вд}}$ — коэффициент, учитывающий внеконтактную деформацию (аналитическое определение $k_{\text{вд}}$ вследствие влияния большого числа разнообразных факторов затруднительно, поэтому $k_{\text{вд}}$ принимают на основании экспериментальных данных); k_p — коэффициент, учитывающий уменьшение размера при правке растяжением, также определяемый экспериментально; k_t — величина температурной усадки профиля

$$k_t = t_{\text{пр}} \cdot \alpha_{\text{пр}} - t_{\text{м}} \cdot \alpha_{\text{м}},$$

где $t_{\text{пр}}, t_{\text{м}}$ — температура профиля и матрицы; $\alpha_{\text{пр}}, \alpha_{\text{м}}$ — коэффициенты линейного расширения материалов профиля и матрицы при температуре прессования.

Для решения этой задачи в табл. 7.1 и 7.2 приведены исходные данные, результаты расчета и программа в электронной таблице EXCEL.

Таблица 7.1

**Представление в EXCEL-таблице исходных, справочных данных
и результатов расчета**

A	B	C	D	E	F	G	H
1	Расчет размеров канала матрицы						
2	Номинальный размер профиля, мм						40
3	Положительный допуск, мм						0,3
4	Коэффициент внеконтактной деформации						0
5	Коэффициент правки растяжением						0,01
6	Коэффициенты теплового расширения, 1/град:						
7	прессуемого материала						23,8E-6
8	материала матрицы						11,2E-6
9	Температура матрицы, градусы С						300
10	Температура пресс-изделия, градусы С						900
11	<i>Справка</i>						
12	Коэффициенты теплового расширения, 1/град:						
13	Сталь ШХ15, 20 градусов						14,0E-6
14	Сталь 3ХВ8Ф, 300 градусов						11,2E-6
15	Алюминий, 400 градусов						29,0E-6
16	36 Н, инвар						1,1E-6
17	Медь, 900 градусов						23,8E-6
18	Никель, 900 градусов						20,3E-6
19	Сплав МА1, 300 градусов						32,1E-6
20	Сплав ВТ8, 800 градусов						10,2E-6
21	<i>Результаты расчета</i>						
22	Увеличение размера матрицы при нагреве, мм						134,4E-3
23	Уменьшение размера после остывания, мм						856,8E-3
24	Коэффициент температурной усадки						18,1E-3
25	Размер канала, мм						41,4E+0

Таблица 7.2

Программа в ячейках электронной таблицы

23		H	
24	=H\$9*H\$10*H\$3		
25	=H\$11*H\$8*H\$3		
26	=H\$11*H\$8-H\$10*H\$9		
27	=H\$3+H\$4+ (H\$5+H\$6+H\$25)*H\$3		

7.3. Проектирование элементов матрицы

Проектирование элементов матрицы, влияющих на неравномерность истечения, сводится к разработке комплекса мероприятий, благодаря которым уменьшаются асимметрия заготовки и пресс-изделий и неравномерность скоростей истечения металла на отдельных участках профиля.

1. Изменение эффективных длин калибрующего пояска.
2. Наклон образующей калибрующего пояска с целью местного торможения объемов металла.
3. Создание тормозящих наклонных участков на торцевой поверхности матрицы.
4. Рациональное расположение канала относительно осей матрицы.
5. Ведение многоканального прессования.
6. Изменение радиуса входной части калибрующего пояска.

Имеется рекомендация по выбору длин поясков сложных асимметричных профилей: эффективные длины поясков на отдельных участках профиля должны быть обратно пропорциональны удельным периметрам этих участков:

$$\frac{l_m}{l_n} = \frac{\Pi_{yn}}{\Pi_{ym}},$$

где $\Pi_{yn} = \frac{\Pi_n}{F_n}$, $\Pi_{ym} = \frac{\Pi_m}{F_m}$; l_m, l_n — эффективные длины на участках m и n ; Π_m, Π_n — периметры участков m и n ; F_m, F_n — поперечные сечения участков m и n ; F_m, F_n — удельные периметры участков m и n .

Это соотношение дает возможность, задаваясь величиной l_m , найти величину l_n и, таким образом разделив профиль на несколько разных участков и задавшись на одном из них эффективной длиной, определить длины на всех прочих участках. На рис. 7.3, а сложный в сечении профиль разбит на прямоугольные участки с номерами 1, 2, m , n .

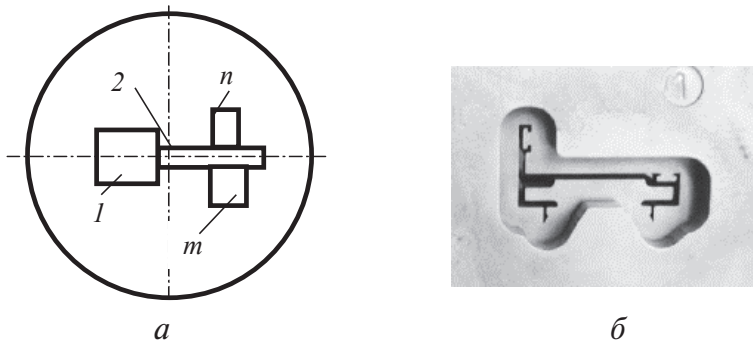


Рис. 7.3. К назначению эффективных длин калибрующих поясков при прессовании сложного профиля (а) и пример сложного профиля матрицы (б)

Ниже приведена программа на языке Visual Basic и электронная таблица (табл. 7.3), полученная при запуске модуля. Необходимость составления специальной программы обусловлена невозможностью назначения количества областей разбиения профиля без диалога с пользователем.

Программа на языке Visual Basic

```
Sub Макрос1 ()
'Макрос1 Макрос
Sheets («Лист3»).Select
Cells.Select
With Selection.Font
.Name = "Arial Cyr"
.Size = 12
.Strikethrough = False
.Superscript = False
.Subscript = False
.OutlineFont = False
.Shadow = False
.Underline = xlUnderlineStyleNone
.ColorIndex = xlAutomatic
End With
Range ("A1").Select
Selection.Font.Bold = True
Rows ("5:78").Select
```



```

Selection.ClearContents
Cells.Select
Selection.NumberFormat = "0.00"
Range ("A3").Select
Selection.NumberFormat = "0"
Selection.Interior.ColorIndex = 46
kol = Cells (3, 1).Value
Range ("a5").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Структура области"
Selection.NumberFormat = "0"
Range ("f5").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "1"
Range ("a6").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Длина области, мм"
Range ("f6").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "5"
Range ("A7").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Ширина области, мм"
Range ("f7").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "20"
Range ("A8").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Длина калибрующего пояска, мм"
Range ("f8").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "6"
Range ("a9").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Периметр области, мм"
Range ("f9").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=2* (R [-3]C+R [-2]C)"
Range ("A10").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Площадь области, кв.мм"
Range ("f10").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=R [-4]C*R [-3]C"
Range ("A11").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Удельный периметр, 1/мм"
Range ("f11").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=R [-2]C/R [-1]C"
Range ("a12").Select
Rem Цикл для всех областей за исключением первой

```

```

For i = 2 To kol
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Структура области"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
Selection.NumberFormat = "0"
ActiveCell.FormulaR1C1 = i
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = «Длина области, мм»
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "5"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Ширина области, мм"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "15"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Периметр области, мм"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=2* (R [-2]C+R [-1]C)"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Площадь области, кв.мм"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=R [-3]C*R [-2]C"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Удельный периметр, 1/мм"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=R [-2]C/R [-1]C"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "Длина калибрующего пояска, мм"
ActiveCell.Offset (0, 5).Range ("a1").Select
ActiveCell.FormulaR1C1 = "=R8C6*R11C6/R [-1]C"
ActiveCell.Offset (1, -5).Range ("a1").Select
Next i
End Sub

```

Таблица 7.3

Исходные данные и результаты вычислений в таблице EXCEL

Расчет эффективных длин калибрующих поясков				
Введите количество областей				
3				
Запустите модуль 1				
Структура области				1
Длина области, мм				5,00
Ширина области, мм				20,00
Длина калибрующего пояска, мм				6,00
Периметр области, мм				50,00
Площадь области, кв.мм				100,00
Удельный периметр, 1/мм				0,50
Структура области				2
Длина области, мм				5,00
Ширина области, мм				15,00
Периметр области, мм				40,00
Площадь области, кв.мм				75,00
Удельный периметр, 1/мм				0,53
Длина калибрующего пояска, мм				5,63
Структура области				3
Длина области, мм				5,00
Ширина области, мм				15,00
Периметр области, мм				40,00
Площадь области, кв.мм				75,00
Удельный периметр, 1/мм				0,53
Длина калибрующего пояска, мм				5,63

При слишком коротком пояске быстрее изнашиваются матрицы и уменьшается стабильность скорости истечения прессуемого металла.

7.4. Определение продольного профиля канала матрицы

Интенсивность изменения поперечных сечений профиля канала по его длине определяется формой образующих поверхности канала. При плоских матрицах эта поверхность образуется границей между упругой и пластической зонами, а при матрицах других видов — также

и собственной поверхностью канала. При конической матрице интенсивность изменения поперечных сечений определяется углом наклона образующей к оси канала α . Если угол α находится в оптимальной зоне, деформационные условия наиболее благоприятны. Существуют технические решения, в которых угол наклона является переменной величиной вдоль оси прессования, т. е. продольный канал описан криволинейной образующей, что позволяет добиться более равномерной деформации и дополнительно снизить усилие прессования.

7.5. Расчет на прочность

Расчет на прочность проводят, приравнивая условие нагружения матрицы к условиям работы тонких пластин. Матрицы рассчитывают, исходя из давления, равного максимальному давлению на прессшайбу P за вычетом силы $P_{\text{тр}}$, затрачиваемой на преодоление трения по контейнеру:

$$p_m = \frac{P - P_{\text{тр}}}{F_k - F_{\text{и}}} < [\sigma].$$

В более простом варианте расчета матрицу представляют как цилиндр с отверстием, нагруженный равномерно распределенными нормальными напряжениями (рис. 7.4). Полученные значения сравнивают с допускаемыми, которые назначают обязательно с учетом температуры нагрева матрицы.

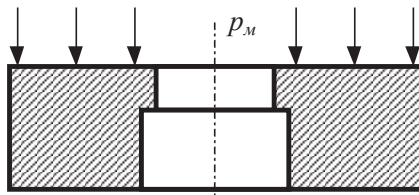


Рис. 7.4. Расчетная схема нагружения матрицы

8. Особенности прессования меди и медных сплавов

8.1. Параметры прессования меди

Исследование картины истечения при прессовании меди показывает, что вследствие ее высокой теплопроводности, обуславливающей незначительный перепад температур между периферийными зонами и центральными слоями слитка или заготовки, характер истечения меди отличается довольно большой равномерностью [16–18].

Запрессовка плен и образование пузырей на трубах обусловлены упругой зоной металла. При прессовании через конические матрицы, когда упругая зона почти отсутствует, прессование не сопровождается образованием пузырей и плен.

Неодинаковое поведение меди разных марок объясняется различными свойствами окисленной пленки у разных марок меди. Пленка окислов у меди, содержащей фосфор, обладает смазывающими свойствами. Минимальное содержание фосфора в меди, обеспечивающее более равномерный характер истечения, должно быть не менее 0,02 %.

Если пластичность меди отвечает требованиям условий прессования, то другое ее свойство — окисляемость — затрудняет горячую обработку меди прессованием. Если окисляемость меди при 500 °С принять за единицу, то при температурах 700–750 °С окисляемость возрастает в 4–5 раз, а при температурах 850–900 °С — в 12–16 раз. Поэтому для повышения качества прессованных изделий медь следует прессовать при более низких температурах.

Применение новых прогрессивных методов нагрева медных слитков и заготовок перед прессованием (индукционный нагрев, нагрев в безокислительной среде и др.) уменьшает образование окалины, но при любых методах нагрева прессование при более низких температурах обеспечивает более высокое качество медных пресс-изделий.

8.2. Влияние фазового состава на параметры прессования многофазных латуней

Из диаграммы состояния Cu-Zn видно, что сплавы меди с цинком, обрабатываемые прессованием, обладают различной структурой (α , $\alpha+\beta$, β) что определяет различие их свойств и поведения в процессе прессования. С уменьшением содержания меди сопротивление металла деформации уменьшается, но одновременно уменьшается и теплопроводность и, следовательно, растет неравномерность деформации.

Добавка алюминия, марганца, железа и никеля к α -латуни не понижает ее пластичности, тогда как свинец и олово влияют отрицательно, ограничивая и без того низкий интервал пластичности α -латуни. Присутствие последних двух элементов не сказывается на температурном интервале пластичности сплавов.

В соответствии с межгосударственным стандартом ГОСТ 15527 к ($\alpha+\beta$) деформируемым латуням относятся сплавы меди с цинком, содержащие более 33 % цинка. Двойные латуни хорошо обрабатываются методами холодной деформации. При деформации в горячем состоянии эти латуни обладают свойством степенного разупрочнения, что может провоцировать локализацию деформации. Некоторые латуни легируют другими компонентами для получения специальных свойств. Часто эти элементы вводят в латуни в таких количествах, чтобы они полностью растворялись в альфа- или бета-фазах, это касается, например, оловянных латуней и сложных латуней в какой-то мере.

В свинцовых латунях свинец присутствует в виде отдельной третьей фазы, повышая триботехнические свойства изделий и улучшая способность к обработке резанием. Для пояснения фазового состояния латуни на рис. 8.1, а приведена диаграмма состояния Cu-Zn с увеличенным масштабом при содержании цинка, соответствующим стехиометрии обсуждаемого сплава. На рис. 8.1, б приведена увеличенная часть этой диаграммы вблизи химического состава рассматриваемой марки латуни.

Фазовое состояние свинцовых латуней характеризуется диаграммой состояния системы Cu-Zn, а влияние свинца оценивается с помощью принципа Гийе. В соответствии с ним влияние третьего компонента (свинца) оценивается за счет изменения содержания цинка

на фазовой диаграмме. Кажущееся содержание цинка подсчитывается по формуле

$$A' = 100A / (100 + D(k - 1)),$$

где D — количество третьего компонента, k — коэффициент эквивалентности, для свинца $k = 1$. Если подставить последнее значение в формулу, то получим для свинцовых латуней $A' = A$, и на диаграмме состояния Cu-Zn свинец полностью играет роль цинка.

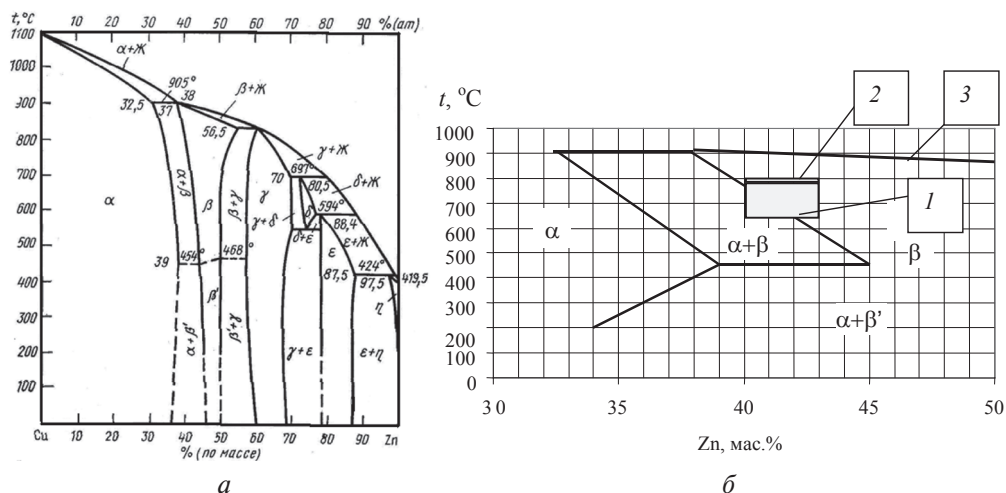


Рис. 8.1. Диаграмма состояния Cu-Zn (а) и увеличенная часть этой диаграммы вблизи химического состава рассматриваемой марки латуни (б):

I — прямоугольник с основанием, равным полю допуска по содержанию цинка, и высотой, равной температурному диапазону, принятому в практике прессования; 2 — предлагаемое поле температурного диапазона прессования; 3 — линия солидус, граничащая с областью существования бета-фазы

Таким образом, номинальное кажущееся содержание цинка в латуни ЛС59–1 (57...60 % Cu) составляет $40 + 1 = 41$ %. Поле допуска содержания цинка в соответствии с требованиями стандарта составляет $-1...+2$ %.

На диаграмме состояния (рис. 8.1, б) длина горизонтальной стороны выделенного прямоугольника I показывает поле допуска кажущегося содержания цинка для латуни ЛС59–1. Длина вертикальной стороны этого же прямоугольника показывает температурный интервал нагрева заготовки, принятый в промышленности. Видно, что прямо-

угольник пересекает линия перехода из $(\alpha+\beta)$ -состояния в бета-состояние. Поэтому в производственных условиях сплав может находиться в виде смеси фазовых составляющих $(\alpha+\beta)$ и β , что приводит к неравномерности истечения при прессовании, неоднородности получаемой структуры и повышенным отходам в виде пресс-утяжины [19, 20].

На этой же диаграмме прямоугольник 2 характеризует условия обработки, опробованные в настоящей работе. Для того же состава сплава вертикальная сторона прямоугольника характеризует температурный интервал 780–800 °С.

Линия 3 на диаграмме состояния рис. 8.1, б характеризует температуру солидус. Для латуни ЛС59–1 она составляет 900 °С. Видно, что вся область прямоугольника находится за пределами фазового перехода $(\alpha+\beta)$ -состояния в бета-состояние. Известно, что обработка сплавов непосредственно вблизи температуры солидус может привести к перегреву или пережогу. Сделано предположение, что прессование ниже 800 °С, т. е. ниже на 100 °С температуры ликвидус, обеспечивает получение качественной структуры металла.

При горячем прессовании вблизи температуры фазового перехода $\alpha+\beta \leftrightarrow \beta$ должно быть учтено неоднородное распределение температур по объему очага деформации. Сказанное поясняется рис. 8.2, а, на котором показано, что слиток, помещенный в контейнер 1, выдавливают пуансоном с прессшайбой 2 через отверстие матрицы 3 с образованием прутковой заготовки.

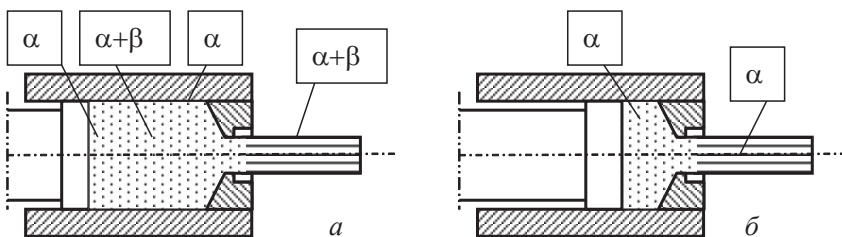


Рис. 8.2. Возможное изменение фазового состава заготовки двухфазной латуни при большой температуре нагрева (а) и при пониженной температуре нагрева с учетом эффекта захлаживания от инструмента (б):

1 — пуансон с пресс-шайбой; 2 — контейнер; 3 — матрица

Если металл нагрет выше температуры перехода в бета-состояние и отсутствуют потери тепла, то реализуется схема рис. 8.2, а: в очаге деформации фазовое состояние однородное, а превращение в $(\alpha+\beta)$ -

структуру происходит после выхода металла из матрицы по мере остывания заготовки. Однако прессование ведут с применением инструмента, нагретого до меньших температур (около 400 °С), чем нагрет деформируемый металл, поэтому периферийные слои слитка могут оказаться в захлажденном состоянии и перейти из β -состояния в $(\alpha+\beta)$ -состояние не на выходе из матрицы, а внутри очага деформации, что показано на рис. 8.2, б наличием двухфазных областей в местах соприкосновения с более холодным инструментом: стенкой контейнера и пуансоном. Пластическая деформация в этом случае будет сопровождаться большой неоднородностью. Следует отметить, что процесс разогрева матрицы в течение одного цикла прессования может влиять на изменение фазового состояния металла заготовки, ее свойства могут изменяться от выходного конца к утяжинному, это часто наблюдается и в производственных условиях.

Для свинцовых латуней характерна пониженная пластичность в интервале температур 300...500 °С и область повышенной пластичности при температурах 630...730 °С. Данные отечественных и зарубежных источников информации могут различаться в значениях такого различия. На рис. 8.3, а приведены механические свойства латуни ЛС59-1 по данным отечественного справочника, а на рис. 8.3, б — то же для латуни Cu58Zn40Pb2 по данным ассоциации Copper Development Association [11].

В соответствии с рис. 8.3, а максимум относительного удлинения достигается на уровне около 70 %, а по зарубежным данным — около 150 % (рис. 8.3, б), что, возможно, связано с различным структурным состоянием или скоростью испытаний.

Во всяком случае, при температуре выше 750 °С наблюдается довольно резкое уменьшение пластичности металла, что следует учитывать в технологиях обработки. Скорее всего, вследствие этого в различных источниках информации имеются ограничения на температурный режим обработки, в котором верхняя граница располагается именно вблизи указанного значения, в том числе и при прессовании. Для свинцовых латуней марок ЛС59-1, ЛС58-2, ЛС60-2 установлен интервал температур прессования 650–700 °С. Существуют отклонения от рекомендованных режимов, они вызваны необходимостью получения в медном сплаве третьих фаз. Например, японская фирма Toto Ltd запатентовала способ, в котором описан способ производства полуфабрикатов из латуни с добавками свинца, включающий нагрев заготовок до температуры 300–650 °С и последующее горячее прессование. Такая

низкая температура нагрева объясняется стремлением сохранить в сплаве гамма-фазу, образовавшуюся в результате повышенного содержания в латуни олова (до 7 %).

Патентом Каменск-Уральского завода ОЦМ нагрев заготовок из свинцовой латуни ограничен 740°C . Допуск на температуру нагрева установлен в диапазоне $\pm 40^{\circ}\text{C}$, что составляет интервал $700\ldots 780^{\circ}\text{C}$. Следует отметить, что в производственных условиях обычно стремятся назначить температуру нагрева заготовок, близкую к нижней границе температурного интервала, преследуя цель снижения окалинообразования и уменьшения потерь металла. Верхнюю границу используют, если не хватает усилия пресса, например при применении длинных слитков или больших коэффициентов вытяжек.

В соответствии с рекомендациями температура нагрева предназначенных для прессования слитков из латуней ЛС59-1, ЛС63-3 устанавливается на уровне $650\text{--}780^{\circ}\text{C}$ в зависимости от диаметра слитка и вида полуфабриката, что не противоречит вышеприведенным данным технологии Каменск-Уральского завода ОЦМ.

Однако анализ состояния свинцовых ($\alpha+\beta$)-латуней в данном довольно широком температурном диапазоне приводит к выводу о на-

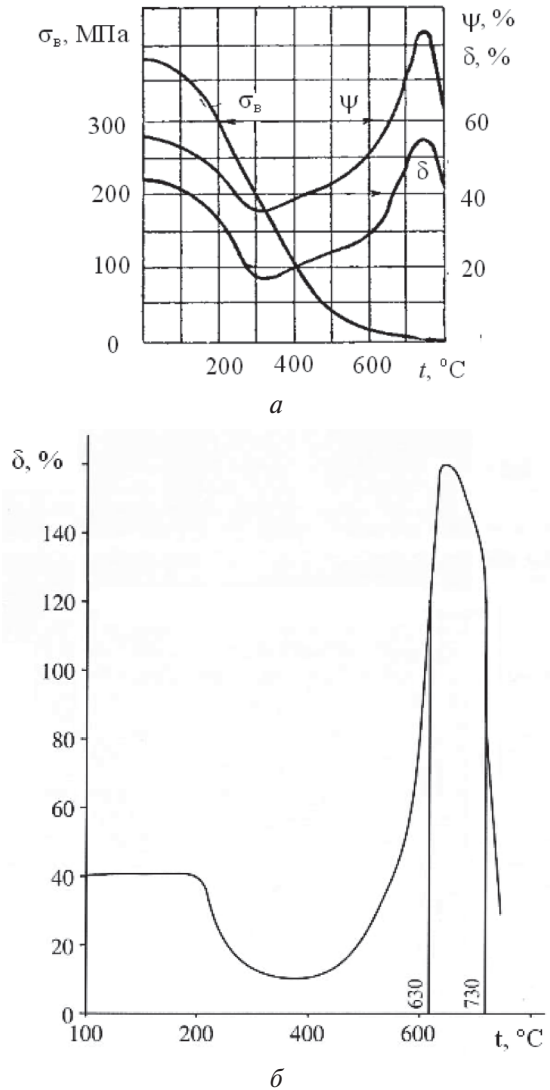


Рис. 8.3. Механические свойства латуни ЛС59-1 по данным отечественного справочника (а) и латуни Cu58Zn40Pb2 по данным Copper Development Association (б)

личии в материале двух структурных составляющих: $(\alpha + \beta)$ -структуры и β -фазы, причем в зависимости от конкретной температуры в пресс-изделии устанавливается определенное соотношение фаз, не контролируемое изготовителем. Изучение напряженно-деформированного состояния при прессовании показывает, что, на первый взгляд, стационарный процесс прессования часто не может обеспечить постоянные характеристики по длине отпрессованного материала.

В результате свойства полуфабриката оказываются нестабильными по его длине, что снижает потребительские характеристики продукции. Кроме того, прессование материала в двухфазной области приводит к реализации крайне неравномерной картины течения металла, что вызывает появление дефектов, например в виде развитой пресс-утяжины.

Это объясняется тем, что в однофазном состоянии прочность металла оказывается достаточно высокой, а при переходе в двухфазную область металл в состоянии обработки становится более мягким. Из практики прессования металлов известно о существовании зон затрудненной деформации, их образованию способствует особая конфигурация инструмента и повышенный уровень трения. К такой неравномерности течения металла добавляется неоднородность, обусловленная различными свойствами самого металла, находящегося в одном и том же очаге деформации в разных фазовых состояниях. В связи с этим однофазные области вносят свой вклад в образование жестких («застойных», «мертвых») зон при прессовании. Более мягкий металл их обтекает и вытекает через отверстие матрицы в первую очередь. За счет этого формируется неоднородность свойств пресс-изделия по его длине.

В соответствии с промышленной технологией на ОАО «Ревдинский завод ОЦМ» слиток из латуни ЛС59-1 диаметром 172 мм и длиной 470 мм нагревали до температуры $690 \pm 10^\circ\text{C}$ и подвергали прессованию на гидравлическом прессе. От прессованного прутка диаметром 11 мм отбирали темплеты и изготавливали шлифы на исследование микроструктуры. На рис. 8.4, *а* с увеличением ($\times 200$) показана структура в продольном направлении переднего конца полученной заготовки, а на рис. 8.4, *б* — утяжинного конца заготовки.

Сравнение приводит к выводу о высоком уровне неоднородности структуры, что сказалось и на механических характеристиках (определены по пяти образцам, приводятся средние величины). Металл перед-

него конца характеризуется временным сопротивлением $\sigma_b = 420$ МПа, относительным удлинением $\delta = 26\%$, а для металла утяжинного конца $\sigma_b = 385$ МПа и $\delta = 11\%$. Сравнение средних величин показывает, что различия σ_b составляют 9%, а δ — 58%. При плановой величине пресс-остатка длина пресс-утяжины составила 13 м.

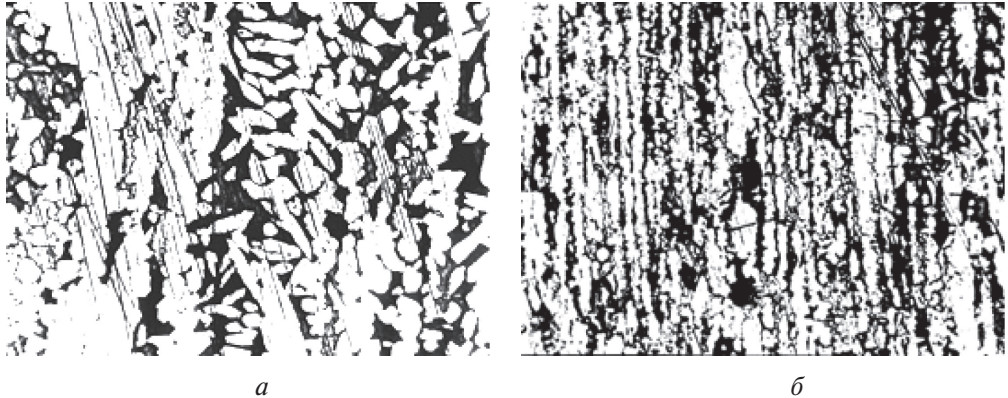


Рис. 8.4. Микроструктура латуни ЛС59, характерная для переднего конца (а) и утяжинного конца (б) отпрессованного прутка при температуре нагрева $690 \pm 10^\circ\text{C}$

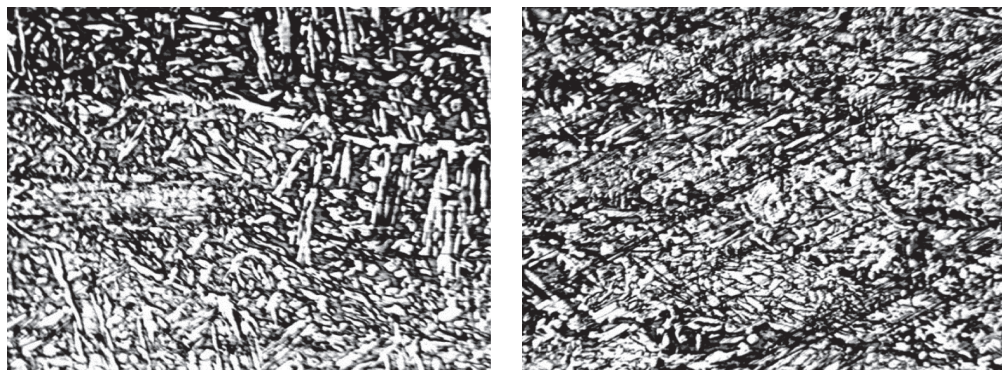
Для улучшения однородности показателей свойств металла слиток из латуни ЛС59-1 диаметром 172 мм и длиной 470 мм нагревали до температуры $790 \pm 10^\circ\text{C}$ и прессовали прутком диаметром 11 мм. Как видно из диаграммы на рис. 8.1, этот температурный диапазон выше температуры перехода ($\alpha + \beta$)-структуры в β -фазу, но ниже на 100°C температуры солидус.

На рис. 8.5, а с увеличением ($\times 200$) показана структура в продольном направлении переднего конца полученной заготовки, а на рис. 8.5, б — утяжинного конца заготовки.

Сравнение показывает значимое улучшение однородности структуры, что сказалось и на механических характеристиках (определены усреднением величин при прессовании десяти слитков, приводятся средние величины). Металл переднего конца характеризуется временным сопротивлением $\sigma_b = 432$ МПа, относительным удлинением $\delta = 14,6\%$, а для металла утяжинного конца $\sigma_b = 436$ МПа и $\delta = 18,1\%$.

Сравнение средних величин показывает, что различия s_b составляют 1%, а по параметру δ — 24%. При плановой величине пресс-остатка

длина пресс-утяжины составила 2,2 м. В этом случае уменьшение длины пресс-остатка может быть связано с выравниванием свойств металла за счет более однородного фазового состава.



а

б

Рис. 8.5. Микроструктура латуни ЛС59, полученная на переднем конце (*а*) и утяжинном конце (*б*) отпрессованного прутка при температуре нагрева $790 \pm 10^\circ\text{C}$

Таким образом, при повышении температуры прессования до 790°C однородность распределения временного сопротивления по длине заготовки улучшилась на $9 - 1 = 8\%$, однородность относительного удлинения улучшилась на $58 - 24 = 34\%$. Отходы на обрезь пресс-утяжины уменьшились на $100 (13 - 2,2)/13 = 83\%$. Качественно аналогичный результат был получен при прессовании слитков из латуни марки ЛС60-1.

При повышенной температуре прессования деформируемый материал отличается большей однородностью, поскольку он в очаге деформации весь целиком находится в однофазном состоянии.

8.3. Параметры прессования бронз

При прессовании алюминиевых бронз возникают высокие напряжения трения. Это повышает неравномерность течения и в результате приводит к образованию сильно развитой пресс-утяжины. Алюминиевые бронзы, как правило, прессуют с рубашкой, оставляя большие пресс-остатки.

Бронзы других составов меньше привариваются к инструменту и, будучи сравнительно теплопроводными, деформируются с меньшей неравномерностью, что позволяет прессовать их без рубашки и со сравнительно небольшими пресс-остатками.

9. Особенности прессования алюминия и алюминиевых сплавов

9.1. Особенности свойств сплавов

Характер течения алюминия и его сплавов имеет свои особенности, обусловленные природой и физическими свойствами этих сплавов [21–23].

1. Высокая адгезия прессуемых сплавов к материалу инструмента обуславливает значительные напряжения контактного трения, приближающиеся к величине максимального сдвигающего напряжения. Это вызывает большие различия между величинами сдвиговых деформаций в периферийных и центральных слоях заготовки и приводит к повышению неравномерности деформации.

2. Относительно невысокие температуры деформации алюминиевых сплавов позволяют обеспечить небольшие перепады температур нагрева заготовки и инструмента. Это в сочетании с высокими теплоемкостью и теплопроводностью прессуемых сплавов позволяет уменьшить градиент температурного поля по сечению и длине заготовки и таким образом снизить неравномерность деформации.

3. Прессование с рубашкой алюминия и его сплавов не удастся, так как приварка металла к стенкам контейнера затрудняет удаление рубашки из контейнера.

4. Алюминиевые сплавы прессуют большей частью методом прямого истечения без смазки контейнера. Для того чтобы повысить выход годного и обеспечить равномерность свойств пресс-изделий, в неко-

торых случаях применяют метод обратного истечения, например при прессовании прутков большого диаметра из круглых слитков.

5. Налипание металла на иглу и большие напряжения, возникающие в игле при полной прошивке прочных алюминиевых сплавов, а также образование на внутренней поверхности прошитого слитка межкристаллических разрушений обуславливают необходимость образования полости в слитке предварительным сверлением.

6. Часть алюминиевых сплавов склонна к проявлению анизотропии, что отражается на разнице механических свойств, определяемых в разных направлениях, а также в неравномерном изменении поперечных размеров при последующей правке растяжением [24].

9.2. Температурно-скоростной режим

Алюминиевые сплавы имеют при прессовании особенности температурно-скоростного режима; по условиям этого режима выделяют шесть групп алюминиевых сплавов [25].

1. Алюминий всех марок и его низколегированные сплавы типа АМц, АМг, Д12, АВ.

Пластичность алюминия разных марок и его сплавов с марганцем и магнием очень высока. Температурный интервал горячего прессования этих сплавов лежит в широких пределах 250–500 °С. Повышение температуры способствует прилипанию сплавов к инструменту и вызывает развитие дефектов поверхности пресс-изделий. Прессование этой группы сплавов можно вести с очень большими скоростями (до 25 м/с). Скорость прессования для этой группы сплавов определяется не столько свойствами сплава, сколько техникой прессования и имеющимся оборудованием.

2. Сплавы системы Al-Cu-Mg-Mn (дюралюмины): Д1, Д16, Д18, Д19, В65, ВД17.

Эти сплавы обладают хорошей пластичностью при высокой температуре, но интервал пластичности значительно более узок, чем для сплавов предыдущей группы (350–475 °С).

Сплавы прессуют со сравнительно низкими скоростями; снижение температуры нагрева перед прессованием дает возможность вести процесс с более высокими скоростями. Однако снижение температуры на-

грева перед прессованием способствует уменьшению пресс-эффекта, а также увеличению глубины крупнокристаллического ободка. Скорость течения сплавов этой группы в среднем равна 5–6 см/с и не превышает 10–12 см/с и регулируется в зависимости от температуры.

3. Сплавы системы Al-Mg-Si: АД31, АД33, АД35.

Сплавы этой группы хорошо обрабатываются прессованием. Для более полного и равномерного распределения силицида магния Mg_2Si в алюминии сплавы подвергают гомогенизации. Однако прессование сплавов можно вести и без гомогенизации при 480–500 °С и получать равномерную мелкую структуру и высокие механические свойства. Сплавы характеризуются большой склонностью к образованию крупнокристаллического ободка после термообработки, однако добавка в сплавы 0,7 % Mn позволяет добиться высоких механических свойств без крупнокристаллического ободка независимо от режимов прессования и гомогенизации слитков. Рекомендуемая скорость истечения 20–50 см/с, иногда до 1 м/с.

4. Сплавы системы Al-Cu-Mg-Si: АК2, АК4, АК4-1, АК6, АК8.

Эти сплавы обрабатывают прессованием для получения заготовок дляковки и штамповки.

Область повышенной пластичности находится в интервале температур 350–450 °С. Скорость прессования не превышает 10 м/с. При этом сплавы АК2 и АК4 допускают более высокие скорости истечения, чем АК8 и АК6.

5. Сплавы системы Al-Cu-Mg-Zn: В92, В93, В94, В95, В96 и ВАД23.

Пластичность этих высокопрочных сплавов убывает от В93 до В96.

Прессование ведут в интервале 360–430 °С. Скорость прессования не превышает 5 см/с.

6. Сплавы Al-Mg: АМг3, АМг4, АМг5, АМг6.

Повышенное содержание Mg в Al повышает его сопротивление деформации и снижает пластичность сплавов при нагреве.

Сплавы АМг2, АМг3, АМг4 можно прессовать и при 500–520 °С, сплавы же АМг5 и АМг6 прессуют при температуре не выше 450 °С.

Сплавы Al-Mg допускают применение невысоких скоростей истечения, причем скорость истечения их понижается с повышением содержания Mg в сплаве: АМг2 — до 30–50 см/с; АМг3, АМг4 — до 5–10 см/с; АМг5, АМг6 — до 3–7 см/с. Превышение скоростей может привести к потере пластичности, что показано на рис. 9.1.

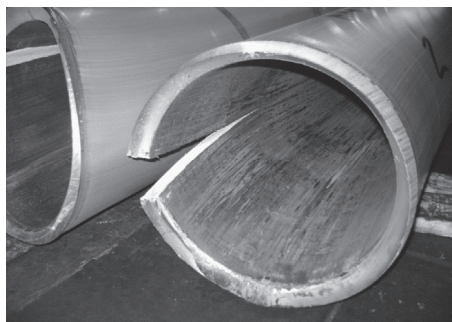


Рис. 9.1. Растрескивание крупногабаритных труб из сплава АМгб

Таким образом, процесс прессования многих алюминиевых сплавов, причем наиболее часто применяемых, ведется при чрезвычайно низкой скорости истечения [26]. При прессовании с такой низкой скоростью значительно снижается производительность оборудования. Вместе с тем, несмотря на стремление поддерживать скорость истечения на постоянном и рекомендованном уровне, скорости деформации могут быть распределены неравномерно по очагу деформации [27], что наряду с неравномерностью распределения самой деформации сказывается на структуре и свойствах пресс-изделий [28–30].

9.3. Подготовка прессового инструмента для прессования крупногабаритных труб

Крупногабаритными трубными заготовками являются трубы наружным диаметром более 200 мм с толщиной стенки более 4,0 мм. Данные трубы прессуют из контейнеров диаметром 420, 520, 650 мм.

Для прессования крупногабаритных труб из алюминиевых сплавов в основном используют полые заготовки. В зависимости от требований потребителя к качеству прессованных полуфабрикатов термообработанные заготовки подвергают механической обработке: обточке и расточке. Заготовки перед прессованием нагревают до заданной температуры в индукционных печах промышленной частоты. Температура каждой заготовки на выходе из индуктора замеряется контактной термопарой. Нагретая до заданной температуры прессования заготовка с помощью толкателя и сбрасывателя индукционной печи

.....

подается на рольганг, а затем специальным слитко-податчиком на ось пресса. Далее пресс-штемпелем заготовку перемещают со слитко-податчика во втулку контейнера. На прессах с самостоятельным приводом прошивной системы заготовку во втулку контейнера перемещают посредством иглы через планку. С противоположной стороны контейнера подводится мундштук с матрицей. После ввода матрицы во втулку контейнера мундштук запирают затворами для исключения его перемещения. Затем пресс-штемпель отводят от контейнера (при заталкивании заготовки пресс-штемпелем), и если процесс прессования осуществляется со смазкой втулки контейнера, то сначала смазка наносится на втулку и потом выдвигается и смазывается игла. Если же прессование ведется без смазки контейнера, то смазку наносят только на поверхность иглы.

Смазку при прессовании применяют для снижения трения металла об инструмент и для термической изоляции заготовки. Смазка замедляет охлаждение поверхностных слоев заготовки вследствие контакта с холодными частями инструмента. При прессовании алюминиевых сплавов наибольшее распространение получила технологическая смазка, состоящая из графита и масла. После нанесения смазки на поверхность инструмента, нагретого до температуры более 180–250 °С, в зависимости от вида масла происходит его воспламенение и выгорание, после сгорания жидкости на поверхности инструмента остается порошкообразная антифрикционная пленка.

Внешнее трение в условиях прессования является граничным. Основная причина, определяющая граничный характер трения, — высокие удельные давления.

При прессовании крупногабаритных трубных заготовок из полых слитков применяется смазка, состоящая из смеси 25 % графита ГТ-1, 65–70 % масла ПС-28 и 5–10 % свинцового сурика. Принцип действия данной смазки заключается в том, что выделившийся в результате химических реакций свинец при температуре прессования оказывается жидким и повышает прочность смазочной пленки, улучшает работу пластифицированного слоя.

Масло ПС-28 — нефтяное масло селективной очистки, получаемое из деасфальтированных гудронов сернистых нефтей. Масло представляет собой горючую вязкую жидкость, температура вспышки которой должна быть не ниже 250 °С, температура воспламенения 369 °С.

Физические свойства масла по ГОСТ 12672: кинематическая вязкость при 100 °С $26 \cdot 10^6 - 30 \cdot 10^6$ м²/с; плотность при 20 °С не более 0,93 г/см³; температура вспышки в открытом тигле не менее 250 °С (фактическая температура вспышки — 255–265 °С).

Графит ГТ-1 состоит из чешуйчатых пластинок. Зольность графита в соответствии с требованиями ГОСТ 17022 не должна превышать 7,0 %. Фактически зольность составляет 3–5 %.

Смазка на инструмент наносится прессовщиком с помощью кисти, изготовленной из хлопчатобумажных нитей. Перед каждым нанесением смазки на поверхность инструмента ее перемешивают в связи с осаждением частиц графита и свинцового сурика на дно емкости.

Если прессование труб производится со смазкой втулки контейнера, то в первую очередь прессовщик наносит смазку на торец матрицы и затем на втулку контейнера. При прессовании алюминиевых сплавов применяются контейнеры со встроенными электрическими нагревателями и температура нагрева контейнера находится в диапазоне 250–470 °С, поэтому при нанесении смазки на втулку контейнера через несколько долей секунд происходит ее возгорание.

Перед установкой технологического инструмента на пресс его рекомендуется нагревать до температуры 250–450 °С. Нагрев инструмента производят в электрических печах сопротивления. Однако инструмент для прессования крупногабаритных изделий имеет большие габаритные размеры и для его нагрева необходимы печи, занимающие огромные производственные площади. Также установка на пресс массивного горячего инструмента является очень трудоемкой и технически небезопасной операцией. В связи с выше перечисленным инструмент для прессования крупногабаритных изделий нагревают после установки его на пресс.

На прессах, конструкция которых позволяет вмонтировать дополнительные устройства, устанавливают специальные индукционные нагреватели для игл, которые имеют привод перемещения его на ось прессования.

Наиболее распространена производственная ситуация, когда иглу нагревают после установки на пресс, вводя ее во втулку контейнера. В таком случае игла нагревается посредством конвективного теплообмена. В некоторых случаях для более интенсивного нагрева иглы в контейнер помещают слиток, используемый для разогрева индукционной печи, в который вводят иглу. Данный слиток нагревают до тем-

пературы не менее 500 °С при прессовании предыдущей продукции. Во время нагрева инструмента на прессе производят вывод индукционной печи на требуемый режим и нагрев заготовок.

После помещения иглы в среду с более высокой температурой между последней и телом иглы возникает процесс конвективного теплообмена, и игла начинает прогреваться. Сначала нагреваются поверхностные слои и только со временем постепенногреваются центральные слои. При таком способе нагрева поверхностные слои иглы разогреваются до температуры 100–200 °С в зависимости от времени прогрева и диаметра иглы. Время нагрева инструмента зависит от толщины стенки трубы, сплава и длины заготовки.

После подготовительных операций переходят к процессу прессования. Нагретая заготовка по рольгангу и с помощью слитко-податчика передается на ось пресса, затем ее перемещают во втулку контейнера, и прессовщик, предварительно перемешав смазку, наносит ее на боковую поверхность иглы. Вязкость жидкости зависит от температуры: чем выше температура, тем меньше вязкость. При контакте смазки с иглой, имеющей более высокую температуру, вязкость смазки уменьшается и начинается смещение слоев смазки с верхней части иглы на нижнюю. Воспламенение смазки в данном случае происходит после ввода иглы в заготовку.

Во время прессования игла прогревается посредством теплопроводности от металла заготовки, в результате чего происходит закаливание слоев металла, находящихся в контакте с иглой, и увеличивается трение. После окончания прессовки иглу перемещают в пресс-штемпель, вместе с пресс-штемпелем выводят из контейнера в крайнее заднее положение, и затем игла выдвигается из пресс-штемпеля. Далее открывают матричные затворы, перемещают мундштук в переднее положение и с помощью гидравлического ножа обрубается пресс-остаток. Пресс-остаток убирается со стола пресса, после чего мундштук с матрицей возвращают в заднее крайнее положение. После этого нагретая заготовка подается на ось пресса и помещается во втулку контейнера, на иглу наносят смазку. Время между окончанием прессовки и началом нанесения смазки на поверхность иглы (время охлаждения иглы на воздухе) составляет 3–5 мин.

Во время нанесения смазки на иглу для второй прессовки, как показывает практика, температура поверхности иглы достигает температуры 200–260 °С. При смазывании иглы возгорания смазки не проис-

ходит. Смазка вспыхивает, так же как и при первой прессовке, после ввода иглы в заготовку.

По производственным данным, температура поверхностных слоев иглы перед третьей прессовкой более 300 °С. Во время нанесения смазки на поверхность иглы она при контакте с горячим телом нагревается и вспыхивает, слои с верхней части иглы интенсивно стекают на нижнюю часть и скапливаются с иглы. Вспышка смазки после начала нанесения ее на поверхность иглы для третьей прессовки происходит через 1–2 сек, далее — через несколько долей секунд.

10. Особенности прессования никеля и его сплавов

Обработываемые прессованием никелевые сплавы можно разбить на три группы:

1. Жаропрочные никелевые сплавы с высоким содержанием Cr (до 22 %), с добавлением различных элементов-упрочнителей (до 8 % Fe, 11 % Mo, 3 % Ti, 16 % W, Nb и Al). Наиболее типичными представителями этой группы являются нихром Х20 Н80 и феррохром Х15 Н80.

2. Группа сплавов Ni с Cu с высоким содержанием меди (до 40 %) типа монель. Сплавы отличаются высокой коррозионной стойкостью и относительно высокими прочностными свойствами.

3. Чистый технический никель и низколегированный марганцем НМц2,5 и НМц5.

Трудность горячей обработки сплавов Ni — в необходимости разрушить литую структуру, которая обусловлена узким температурным интервалом горячей деформации. После того как литая структура сплавов разрушена, процесс горячей деформации становится сравнительно несложным.

Горячее прессование жаропрочных сплавов на никелевой основе было освоено лишь после применения стеклянной смазки прессового инструмента. Для нанесения смазки на стенки контейнера нагретого

тый слиток или заготовку перед подачей в контейнер прокатывают по столику, на котором помещен слой порошка стеклосмазки; для нанесения смазки на матрицу между матрицей и слитком помещают стеклянную шайбу.

Из-за трудностей деформации этого класса материалов вместо прессования стараются применять прокатку, где механические напряжения имеют меньший уровень, что позволяет обеспечить повышенную работоспособность инструмента [31].

11. Особенности прессования титана и его сплавов

11.1. Влияние свойств титановых сплавов на параметры прессования

Титан и его сплавы обладают рядом особенностей, которые затрудняют их прессование [32]. В чистом виде титан применяется мало; невысокая прочность технического титана ограничивает его возможности, и наиболее широкое применение нашли сплавы с различными добавками упрочнителей. Титан существует в двух полиморфных модификациях — низкотемпературной α (до 885 °С) с гексагональной решеткой и высокотемпературной β (ОЦК-решетка).

Одни легирующие элементы, такие как Al, стабилизируют α -фазу, другие — β -фазу (Cr, Mo, V), а третьи являются нейтральными (Mn, Sn).

Исходя из структурных особенностей титановых сплавов, их можно разбить на следующие три группы:

- сплавы с α -структурой. В нее входят технический титан, сплавы титана с алюминием, с Al и Sn, с Al и Zr;
- сплавы с $(\alpha+\beta)$ -структурой. Это сплавы Al-Mn, Al-Cr, Al-V;
- сплавы с β -структурой, обладающие высокой прочностью и хорошей технологической пластичностью.

Исследование пластичности титана и его сплавов при нагреве показывает высокие характеристики их пластичности при температурах выше 600 °С.

Повышенное содержание кислорода в техническом титане несколько сужает область пластичности титана, но она все же достаточно высока.

Добавки к титану различных легирующих элементов, а также вредные для титана примеси кислорода, азота, водорода несколько понижают пластические характеристики сплавов, но не изменяют интервала пластичности от 700 до 1100 °С.

Наиболее важные свойства титановых сплавов, которые определяют температурный интервал их прессования, — окисляемость и рост зерна титана при переходе из области α в β .

При наличии пресса с высоким удельным давлением в контейнере температуру прессования титана и его сплавов следует установить более низкую.

Высокие пластические свойства титана и его сплавов обуславливают и высокую скорость истечения их при прессовании. Кроме того, способность титана и его сплавов сильно окисляться при нагреве до высоких температур требует более высоких скоростей истечения, с тем чтобы избежать налипания окислов титана на инструмент и обеспечить повышение стойкости инструмента.

Применяемые скорости истечения обычно ограничены характеристиками гидравлических прессов и лежат в интервале 1...10 м/с.

При прессовании титана и его сплавов наблюдается очень существенная неоднородность деформации, вызванная очень низкой теплопроводностью титановых сплавов (в 20 раз ниже, чем у Cu). В связи с этим при прессовании следует применять смазки с хорошей теплоизолирующей способностью.

При прессовании титана следует учитывать очень большой износ инструмента, связанный с тем, что даже при незначительном насыщении поверхности заготовки кислородом ее твердость резко возрастает, что способствует износу. В альфа-состоянии сплавы титана проявляют анизотропные свойства, что сказывается на параметрах последующей обработки. Например, при холодной прокатке труб (ХПТ) создаются трудности с выравниванием разнотолщинности [33].

Известны некоторые усовершенствования в технологии производства продукции прессованием в состоянии гексагональной плотноу-

пакованной решетки (альфа-титановые сплавы). Например, фирма Westinghouse Electric Corporation предложила использовать операцию уменьшения диаметра трубы с одновременным уменьшением толщины стенки. Это приводит к достижению деформации сжатия в радиальном направлении ($\varepsilon_r < 0$) и такую же деформацию сжатия в тангенциальном направлении ($\varepsilon_\varphi < 0$) при наличии деформации растяжения вдоль длины заготовки ($\varepsilon_z > 0$). Наличие деформации сжатия в радиальном направлении приводит к формированию радиальной текстуры и увеличению параметра Кернса [34] f_r с 0,33, характерного для нетекстурованного состояния, до 0,5.

Отмечается, что лучшим вариантом является формирование схемы деформации сжатия в радиальном направлении ($\varepsilon_r < 0$) и деформации растяжения в тангенциальном направлении ($\varepsilon_\varphi > 0$). Это достигается применением операции увеличения диаметра трубы с уменьшением толщины стенки. Наличие такой схемы деформированного состояния позволяет сформировать более острую радиальную текстуру в заготовке и увеличить параметр Кернса, отвечающий за радиальную составляющую.

В частности, с использованием описанного приема удастся увеличить параметр Кернса в радиальном направлении f_r до величины 0,66. Это достижение сделано благодаря тому, что реализована схема деформированного состояния, в которой имеется лишь одна деформация сжатия (при двух деформациях растяжения), которая направлена именно вдоль радиуса заготовки. Этими исследованиями установлено, что при обжатии с логарифмической степенью деформации по стенке $\varepsilon_r = -\varepsilon_\varphi = -0,1$ параметр Кернса f_r повышается на величину 0,12. Аналогичные подходы были развиты в работах Уральского федерального университета и российской корпорации «ВСМПО-АВИСМА».

11.2. Влияние компонентов тензора деформации на формирование анизотропных свойств альфа-титановых сплавов

Наиболее распространенные операции обработки металлов давлением в производстве заготовок из титана и его сплавов — это прокатка и прессование. Значительную долю составляют сплавы с преимущественным содержанием альфа-фазы. Известно, что металлы с гекса-

гональной решеткой характеризуются повышенной анизотропией свойств [35]. Одной из проблем листовых титановых полуфабрикатов является разница прочностных свойств вдоль и поперек направлений деформации [36]. Известно, что в трубах из титана и циркония формируются три возможных варианта текстуры: радиальная, тангенциальная и радиально-тангенциальная. Различными авторами предложены методы управления текстурой.

При изготовлении трубных заготовок существует возможность варьирования величин обжатия по толщине и по диаметру заготовки. Это оказывает влияние на текстуру и анизотропию свойств.

Для анализа кинематических параметров используют как цилиндрическую, так и сферическую системы координат. Применение сферической системы обусловлено очертаниями очага деформации: он ограничен в первом приближении сферическими поверхностями. Цилиндрическая система удобнее тем, что она позволяет отследить распределение деформаций в отпрессованном пресс-изделии вдоль радиуса.

В качестве первого приближения будет использована методика Л. Г. Степанского. По этой методике при использовании сферической системы координат в пластической зоне для определения компонентов девиатора скоростей деформации ξ_{ij} ($i, j = \rho, \theta, \varphi$) задается возможное поле скоростей перемещений, на основе чего определяется поле скоростей деформаций. Далее использована система обозначений геометрических параметров очага деформации, отображенная на рис. 11.1.

Значения радиусов-векторов a и b ограничивают положение пластической зоны относительно жестких зон. Радиус-вектор ρ фиксирует текущую координату точки M при угловой координате θ (угол измеряется относительно направления прессования). Угол q_1 задает наклон образующей матрицы или угол естественного истечения металла.

В пластической зоне поле скоростей перемещений металла описано следующим образом:

$$v_\rho = -v \cdot \cos \theta \frac{b^2}{\rho^2}; \quad v_\theta = 0.$$

Такое представление фиксирует зависимость скорости от угловой координаты θ — при $\theta = 0$ компонента скорости v_ρ максимальна, что означает опережающее перемещение центральных слоев относительно периферийных.

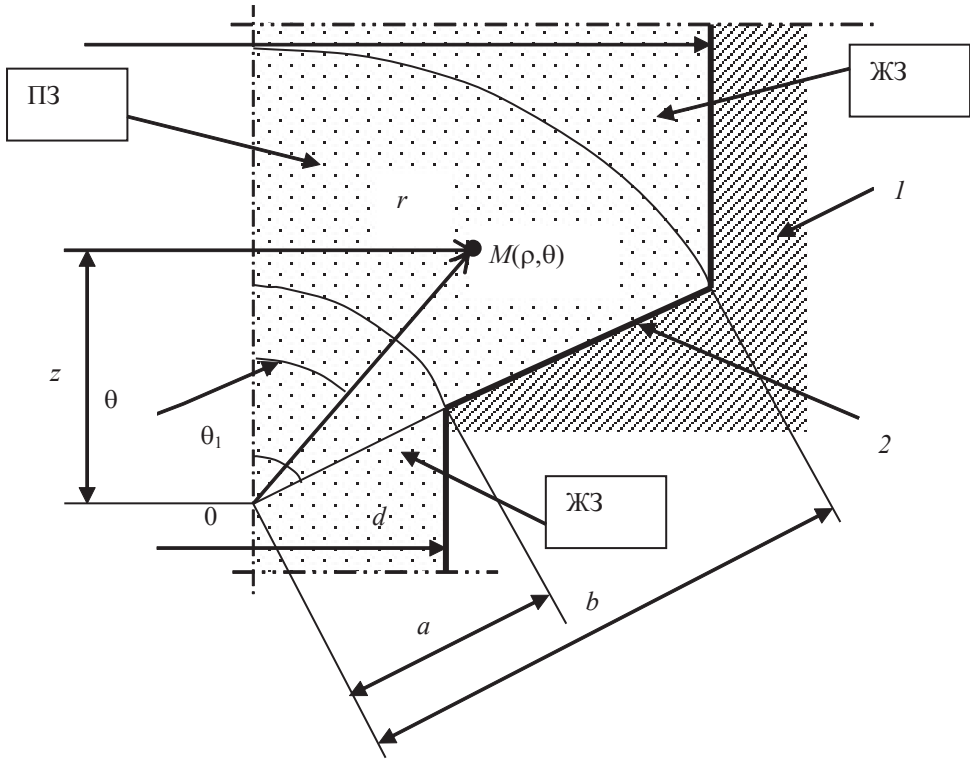


Рис. 11.1. Очаг деформации при прямом прессовании прутка в сферической системе координат $\rho\theta\varphi$:

ПЗ — пластическая зона; ЖЗ — жесткие зоны; 1 — контейнер; 2 — матрица

Для получения информации о скоростях деформации необходимо применить соотношения Коши в сферической системе координат:

$$\xi_{\rho\rho} = \frac{\partial v_{\rho}}{\partial \rho}; \quad \xi_{\theta\theta} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial \theta} + \frac{v_{\rho}}{\rho}; \quad \xi_{\varphi\varphi} = \frac{v_{\rho}}{\rho} + \frac{v_{\theta}}{\rho} \operatorname{ctg} \theta; \quad \xi_{r\theta} = \frac{1}{2} \left[\rho \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\frac{v_{\theta}}{\rho} \right) + \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_{\rho}}{\partial \theta} \right]$$

Дифференцирование поля скоростей перемещений позволяет получить формулы для расчета скоростей деформаций:

$$\xi_{\rho\rho} = 2v \frac{b^2}{\rho^3} \cdot \cos \theta;$$

$$\xi_{\theta\theta} = -v \frac{b^2}{\rho^3} \cos \theta;$$

$$\xi_{\varphi\varphi} = -v \frac{b^2}{\rho^3} \cos \theta;$$

$$\xi_{r\theta} = \frac{1}{2} \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_\rho}{\partial \theta} = \frac{1}{2} \frac{b^2}{\rho^3} v \sin \theta.$$

Здесь можно отметить, что, несмотря на различие в написании формул для определения компонент $\xi_{\theta\theta}$ и $\xi_{\varphi\varphi}$, результирующие формулы оказались одинаковыми, что объясняется видом выбранного кинематически возможного поля скоростей перемещений.

Проверка полученных данных приводит к выводу о выполнении условия несжимаемости: $\xi_{\rho\rho} + \xi_{\theta\theta} + \xi_{\varphi\varphi} = 0$, т.е. преобразования осуществлены правильно. Кроме того, из формул следует, что скорости деформации вдоль оси ρ положительны, т.е. они приводят к удлинению соответствующего размера, а вдоль осей φ и θ — отрицательны, т.е. они приводят к укорочению, что не противоречит смыслу постановки задачи.

Для оценки получаемых результатов выполнены расчеты распределения безразмерных скоростей деформации $\xi/(v/D)$ вдоль координаты θ при коэффициенте вытяжки 4, $q_1 = 45^\circ$ и $\rho = a$. Полученные данные показали, что от центра к периферии модули скоростей деформации уменьшаются, но величины $\xi_{\varphi\varphi}$ и $\xi_{\theta\theta}$ остаются равны между собой.

Можно отметить, что особенностью рассматриваемого кинематически возможного поля скоростей прессования прутка является равенство компонент $\xi_{\theta\theta}$ и $\xi_{\varphi\varphi}$ в сферической системе координат.

Определим компоненты тензора деформации $\varepsilon_{ij}(i, j = \rho, \theta, z)$ для частицы, проходящей очаг деформации по траектории $\theta = \theta_1$ и от положения $\rho = b$ к положению $\rho = a$ в течение времени t . Для компоненты $\varepsilon_{\rho\rho}$ формула выглядит так:

$$\varepsilon_{\rho\rho} = \int_t \xi_{\rho\rho} d\tau = \int_b^a \xi_{\rho\rho} d \frac{\rho}{v_\rho} = -2 \int_b^a \frac{d\rho}{\rho},$$

где $d\tau = d\rho / v_\rho$ — приращение времени перемещения.

После подстановки пределов интегрирования получим

$$\varepsilon_{\rho\rho} = -2 \ln \rho \Big|_b^a = \ln \frac{b^2}{a^2} = \ln \lambda.$$

Для компонент $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ и $\varepsilon_{\theta\theta}$ получим:

$$\varepsilon_{\varphi\varphi} = \int_t^a \xi_{\varphi\varphi} d\tau = \int_b^a \xi_{\varphi\varphi} d \frac{\rho}{v_\rho} = -\frac{1}{2} \ln \lambda ;$$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \int_t^a \xi_{\theta\theta} d\tau = \int_b^a \xi_{\theta\theta} d \frac{\rho}{v_\rho} = -\frac{1}{2} \ln \lambda .$$

Проверка показывает, что условие постоянства объема выполняется, т. е. $\varepsilon_{\rho\rho} + \varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{\varphi\varphi} = 0$.

Отдельно можно рассмотреть кинематическую ситуацию, возникающую в центре прутка при координате $\theta = 0$. В этом случае $v_\rho = -v \cdot \frac{b^2}{\rho^2}$, т. е. при уменьшении координаты ρ осевая скорость перемещения нарастает по параболическому закону и при $\rho = a$ скорости связаны между собой соотношением $v_\rho = -v \cdot \frac{b^2}{a^2}$, что можно также получить из условия постоянства объема. Скорости деформации на оси прутка равны:

$$\xi_{\rho\rho} = 2v \frac{b^2}{\rho^3} ; \xi_{\theta\theta} = -v \frac{b^2}{\rho^3} ; \xi_{\varphi\varphi} = -v \frac{b^2}{\rho^3} ; \xi_{r\theta} = 0.$$

В указанном месте направление оси ρ совпадает с направлением оси z , а направление оси θ совпадает с направлением оси r в цилиндрической системе координат rjz , поэтому $\xi_{zz} = 2v \frac{b^2}{z^3} ; \xi_{rr} = -v \frac{b^2}{z^3} ; \xi_{\varphi\varphi} = -v \frac{b^2}{z^3} ; \xi_{r\varphi} = 0$.

Соотношения между компонентами тензора деформации можно оценить с помощью коэффициентов деформационной анизотропии $k_{er} = \frac{\varepsilon_{rr}}{\varepsilon_{\varphi\varphi}}$ (область определения $k_r = -\infty \dots \infty$) и $k_{er\rho} = \frac{\varepsilon_{rr}}{\varepsilon_{\varphi\varphi} + \varepsilon_{rr}}$ (область определения $0 \dots 1$). Аналогично этому можно ввести понятие коэффициентов скоростной анизотропии $k_{\xi r} = \frac{\xi_{rr}}{\xi_{\varphi\varphi}}$ и $k_{\xi r\rho} = \frac{\xi_{rr}}{\xi_{\varphi\varphi} + \xi_{rr}}$.

Сравнивая последние формулы, предназначенные для расчета ξ_{zz} , ξ_{rr} и $\xi_{\varphi\varphi}$, можно сделать вывод о том, компоненты ξ_{rr} и $\xi_{\varphi\varphi}$ равны, а тек-
стурное состояние металла в этом способе обработки на оси заготовки
изменяться не должно, поскольку $k_{\xi_r} = \frac{\xi_{rr}}{\xi_{\varphi\varphi}} = 1$, а $k_{\xi_{r\varphi}} = \frac{\xi_{rr}}{\xi_{\varphi\varphi} + \xi_{rr}} =$
 $= 0,5$. Такой же вывод можно сделать и для периферийной области.

11.3. Оценка компонентов тензора скоростей деформации методом конечных элементов

Для проверки полученного решения применены два пакета при-
кладных программ, основанные на использовании метода конечных
элементов: система анализа процессов пластического деформирования
РАПИД-2D, разработанная на механическом факультете УГТУ-УПИ
(ныне УрФУ) и специализированный инженерный программный ком-
плекс DEFORM, разработанный американской компанией Scientific
Forming Technologies Corporation (SFTC). Выбор двух разных комплек-
сов основан на их различных возможностях: первая система способна
рассчитывать компоненты тензора скоростей деформации, т. е. мож-
но анализировать мгновенное кинематическое состояние, а во вто-
рой рассчитываются накопленные значения деформаций, в том чис-
ле в тензорном представлении.

Далее будут отражены результаты расчета, выполненного двумя
методами. Для устранения влияния факторов, связанных с теплопе-
редачей, оба решения выполнены при условии неизменности темпе-
ратуры в пространстве и времени.

На рис. 11.2 представлены линии и области равного уровня ради-
альной и тангенциальной компонент скоростей деформации в цилин-
дрической системе координат, полученные в системе РАПИД. Исход-
ные данные для расчета: механические свойства соответствуют горячей
деформации титана при температуре 700 °С, коэффициент вытяж-
ки 4, показатель трения по Зибелю: на поверхности контакта металла
с пресс-шайбой — 0,75, на поверхности контакта металла с контейне-
ром, матрицей, калибрующим пояском — 0,26.

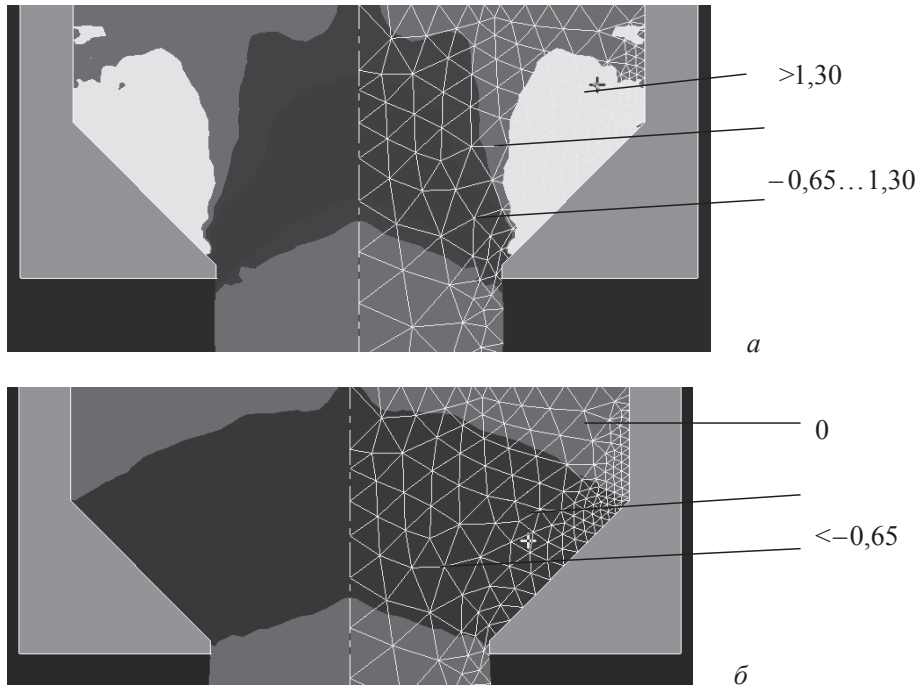


Рис. 11.2. Распределение радиальной (а) и тангенциальной (б) безразмерной компоненты скорости деформации (числа) при коэффициенте вытяжки 4: сравнение показывает неодинаковую форму зон с одинаковыми значениями параметра

Для возможности большего обобщения результатов расчета введены безразмерные показатели: компоненты вектора скорости перемещения v_i/v и компоненты тензора скорости деформации $\xi_{ij}/(v \cdot D)$, здесь $i = z, r$.

Из рисунков видно, что для распределения тангенциальной компоненты характерно строение, близкое к радиальному варианту течения металла. Однако картины распределения тангенциальных и радиальных компонент не совпадают. Для тангенциальной компоненты во всем сечении характерно наличие деформации укорочения, а для радиальной компоненты существует деление на зону деформации укорочения в центральной области и на зону деформации удлинения в периферийной области.

Такое отличие от аналитического решения связано с более сложным кинематически возможным полем скоростей, чем это принято в аналитическом решении. Анализ распределения радиальной компоненты скорости перемещения показал, что для этого поля характерно наличие максимума, такого максимума нет при построении кинема-

тически возможного поля в аналитическом решении. Для доказательства этого получили проекцию v_r на ось r цилиндрической системы координат: $v_r = v_p \sin \theta$ и выяснили, что в соответствии с аналитическим решением компонента v_r/v изменяется монотонно без экстремумов, чего не наблюдается в решении задачи методом конечных элементов.

Здесь же следует отметить, что аналитическое решение ориентировано на уровень больших деформаций и соответственно больших коэффициентов вытяжек. Принято считать, что при больших деформациях не происходит деления очага деформации на две части, между которыми возможны явления типа области разрыва скоростей. Однако даже для упрощенного отображения очага деформации и обеспечения полной стыковки с кинематикой процесса приходится вводить понятие линий разрыва скоростей, где при конечных величинах деформаций скорости деформаций достигают бесконечно больших величин. Естественно, что такой подход является абстракцией, но именно она позволяет аналитическое решение довести до конечного результата.

Главным выводом является наличие несоответствия распределения тангенциальных и радиальных компонент скорости деформации при прессовании. В дальнейших вариантах решения будет показано, что это явление характерно не только для прессования с малыми коэффициентами вытяжек, но и при больших деформациях.

Графическое решение задачи, полученное в системе РАПИД, позволяет получить соотношения между скоростями деформации. Поскольку массив анализируемых точек оказывается слишком большим, то было принято решение просканировать поле скоростей деформации вдоль траектории движения частицы в сферической системе координат при угловой координате $\theta = 22,5^\circ$, т. е. при $\theta = \theta/2$ (рис. 11.3).

Отслеживание скоростей деформации вдоль такой траектории и расчет соответствующих коэффициентов k_{er} и k_{erp} показали, что эпюры коэффициентов имеют максимумы (для сравнения на рисунке показаны постоянные значения коэффициентов по аналитическому решению). На большом протяжении очага деформации $k_{er} < 1$, а $k_{erp} < 0,5$ и лишь при приближении анализируемой точки к выходу из пластической зоны показатели превышают критические значения. На выходе из очага деформации коэффициенты, полученные в аналитическом решении и методом конечных элементов, практически совпадают, в этом же месте показатель $k_{er} > 1$, а показатель $k_{erp} > 0,5$, что свидетельствует о большой вероятности получения радиальной текстуры.

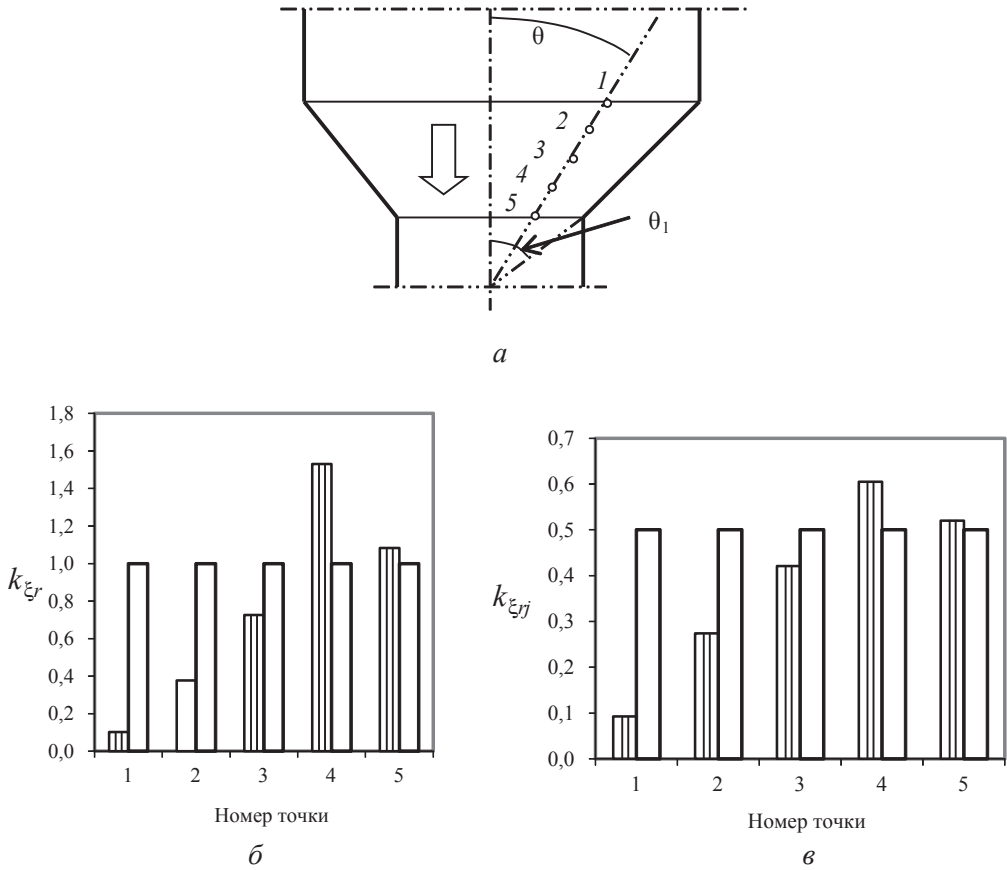


Рис. 11.3. Нумерация точек в очаге деформации (а) и распределение коэффициентов k_{ϵ_r} (б) и $k_{\epsilon_{rj}}$ (в) вдоль угловой координаты θ (белые столбцы в соответствии с аналитическим решением, с вертикальной штриховкой — методом конечных элементов)

В системе РАПИД возможно получить решение задачи в скоростях, чего не позволяют сделать такие пакеты программ, как DEFORM и ABAQUS, предусмотрено также интегрирование поля скоростей для расчета степени деформации сдвига, но компоненты тензора деформаций остаются недоступны. В связи с этим для продолжения работы придется применить один из этих пакетов.

11.4. Оценка компонентов тензора деформации методом конечных элементов

В системе DEFORM выбраны следующие исходные данные для расчетов: угол наклона образующей матрицы равен 45° ; материал из базы данных программы TITANIUM-TYPE-2 (свойства в интервале температур $200 \dots 1000^\circ\text{C}$); температура заготовки 700°C ; показатель трения по Зибелю: на поверхности контакта металла с пресс-шайбой — $0,75$, на поверхности контакта металла с контейнером, матрицей, калибрующим пояском — $0,26$; скорость прессования 20 мм/с .

Реализована постановка при задании четырех коэффициентов вытяжки: $4, 9, 12$ и 16 . На рис. 11.4 отображены результаты расчетов компонентов ε_{rr} и $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ с отображением правой половины очага деформации при коэффициентах вытяжки $4, 9$ и 16 .

Как видно из рассмотрения рисунков, формы областей равного уровня компонент ε_{rr} и $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ не совпадают во всех случаях, а не только при малых коэффициентах вытяжек. Получено соответствие с результатами определения скоростей деформации предыдущим способом: границы существования тангенциальной компоненты очерчены радиусами окружностей, а сама компонента имеет только отрицательные значения. Для радиальной компоненты характерно наличие зон деформаций укорочения (ближе к центру) и удлинения (ближе к периферии).

Из рисунков видно, что большую неравномерность распределения в отпрессованном прутке имеет радиальная компонента, причем ближе к периферии достигаются большие (по модулю) значения. Таким образом, локализации степени деформации в периферийных слоях готовых пресс-изделий в целом способствует не только сдвиговая компонента деформации ε_{rz} , как это принято считать, но и больший уровень именно радиальных деформаций [37].

11.5. Соотношения компонентов деформаций и прогноз текстуры

Как отмечалось выше, для формирования прогноза ориентации текстуры целесообразно оценить соотношение радиальных и тангенциальных составляющих в отпрессованном изделии. С этой целью

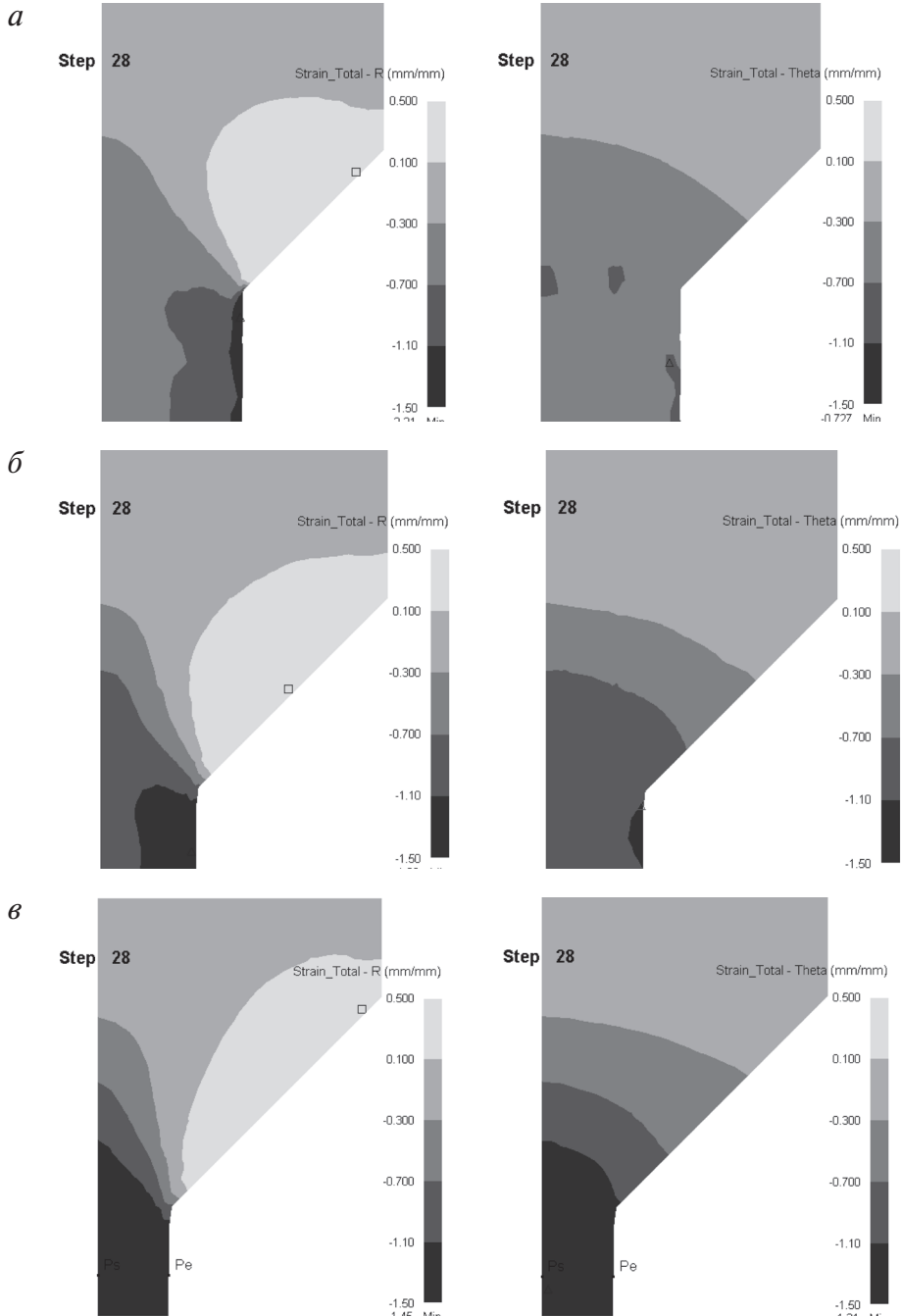


Рис. 11.4. Распределение радиальной (слева) и тангенциальной (справа) компоненты деформации (уровни и числа при шкале) при коэффициентах вытяжки 4 (*a*), 9 (*б*) и 16 (*в*)

просканированы значения компонентов тензора деформации ε_{rr} и $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ вдоль радиуса прутка. Все полученные значения отрицательны, т. е. весь массив величин относится к деформациям укорочения. Выполнен расчет коэффициентов деформационной анизотропии

$$k_{\varepsilon r\varphi} = \frac{\varepsilon_{rr}}{\varepsilon_{\varphi\varphi} + \varepsilon_{rr}}.$$

Полученные данные изображены в виде графиков на рис. 11.5.

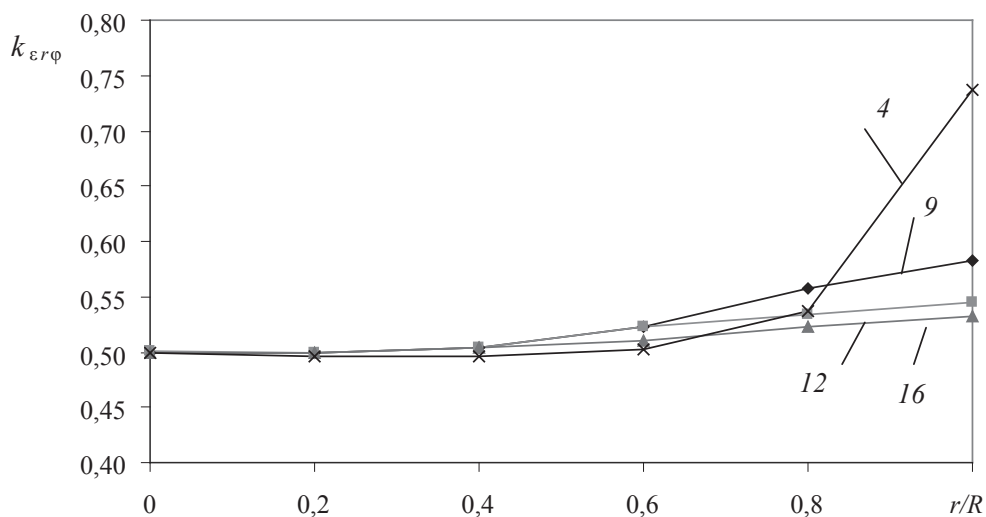


Рис. 11.5. Зависимость коэффициента деформационной анизотропии $k_{\varepsilon r\varphi}$ при прессовании с различными коэффициентами вытяжки (числа при линиях)

Как видно из графиков, при всех значениях коэффициента вытяжки в центральной части отпрессованного прутка коэффициент $k_{\varepsilon r\varphi}$ поддерживается на отметке 0,5, что говорит о примерном равенстве компонент тензора деформации. Соответственно, здесь трудно ожидать проявления радиально-тангенциальной анизотропии. По мере приближения к периферии (при r/R , близких к единице) ситуация изменяется: коэффициент $k_{\varepsilon r\varphi}$ отклоняется от значения 0,5 в большую сторону. Особенно значимое отклонение наблюдается при прессовании с малыми коэффициентами вытяжки. При коэффициенте вытяжки 4 отклонение коэффициента $k_{\varepsilon r\varphi}$ составляет уже около 50 %. В этом случае следует ожидать проявления не только неоднородности свойств пресс-изделия, но и превалирования радиальной текстуры над тангенциальной текстурой при прессовании альфа-сплавов титана.

12. Особенности прессования магния и его сплавов

Обычно рассматривают следующие преимущества изделий из магниевых сплавов:

- высокую удельную прочность;
- хорошую деформируемость в горячем состоянии;
- высокую демпфирующую способность, обусловленную аномально низким модулем упругости;
- практически неограниченные запасы магния в земной коре, в том числе в морской воде;
- малую инерционность конструкций;
- малое сечение захвата тепловых нейтронов.

При назначении технологических параметров прессования магния и его сплавов следует учитывать особенности его кристаллографического строения (гексагональная решетка), текстуру, величину зерна исходного металла. Холодная деформация магния относительно легко осуществляется по плоскостям базиса (основание шестигранника) при должной ориентации кристаллов относительно направления деформации. Вторым механизмом холодной деформации является двойникование. При температуре выше 225 °С происходит подключение дополнительных плоскостей скольжения, в результате чего пластичность металла повышается. Пластичность поликристаллического магния зависит от направленности текстуры [38]. При беспорядочной ориентации зерен пластичность увеличивается с уменьшением величины зерна.

Определенные трудности возникают при попытке расчета режимов прессования вследствие необходимости учета анизотропии свойств металла. Для оценки возможной ошибки расчетов укажем, что для сплава AZ855 отношение пределов текучести заготовки, подвергнутой осадке, в испытании на растяжение по отношению к испытанию на сжатие составляет в поперечном к оси осадки направлении четырехкратную величину (рис. 12.1). При испытании на осадку предварительно растянутые волокна имеют больший предел прочности, чем предварительно сжатые. В то же время характеристики прочности при испытаниях на сжатие значительно выше, чем в испытаниях на растяжение.

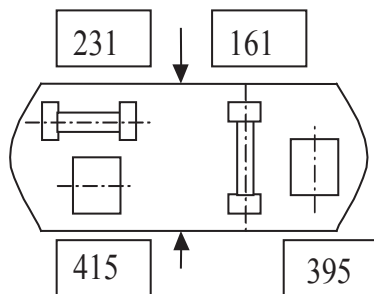


Рис. 12.1. Временное сопротивление (МПа) на растяжение и сжатие осаженной заготовки из магниевого сплава AZ855; стрелками показано направление осадки

На рис. 12.2 представлены кривые упрочнения магниевого сплава AZ61 (6 % Al, 1 % Zn) при различных углах наклона вырезанных образцов относительно оси прессования [39]. Эти данные указывают на высокий уровень анизотропии.

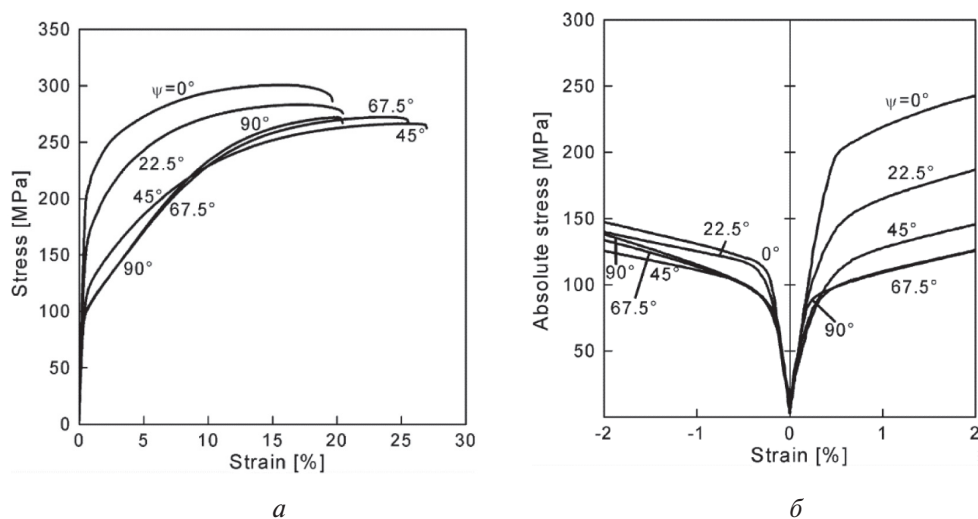


Рис. 12.2. Кривые упрочнения магниевого сплава AZ61 при различных углах наклона вырезанных образцов относительно оси прессования при однонаправленной деформации (а) и разнонаправленной деформации (б)

Специально выполненные исследования показали, что прессование при низких температурах приводит к ориентации базисных плоскостей и осей [1010] (диагональные оси второго порядка) в направлении, параллельном направлению прессования. При высоких температурах прессования предпочтительная ориентация возникает

.....

в меньшей степени. Сплавы, содержащие легкоплавкую лигатуру (Al, Zn), имеют низкую температуру солидуса, поэтому велика опасность их перегрева при прессовании.

Для прессования магния применяют как способ, связанный с отделением пресс-остатка, так и прессование слитков друг за другом с закрепленной на пуансоне пресс-шайбой. В последнем случае рекомендовано на слитках выполнять продольные пазы для выпуска захлопнутого на стыке слитков воздуха. На зарубежных заводах прессование ведут в изотермических условиях (температура нагрева контейнера соответствует температуре нагрева заготовки). Максимальных прочностных свойств достигают при малых скоростях прессования и относительно низких температурах нагрева. При обратной ситуации получают лучшее состояние поверхности. Отмечается возможность проявления горячеломкости при чрезмерно высоких скоростях деформации, в связи с этим в некоторых случаях инструмент греют до меньших температур, чем слиток. Для прессованных гранулированных сплавов магния обнаружены свойства сверхпластичности [40].

Температура нагрева слитков перед прессованием в промышленных условиях задается в пределах 300...500 °С в зависимости от вида сплава. Высоколегированные сплавы магния прессуют при низких скоростях истечения (0,9...3 м/мин); низколегированные сплавы — до 60 м/мин. Трубы предпочтительно получают прессованием через язычковую матрицу.

Не рекомендовано применять роликовую правку прутков и труб, так как она приводит к двойникованию в участках, подвергнутых сжатию, что уменьшает предел текучести и пластичность полуфабриката.

Применение прессованных деталей из сплавов магния основано на его уникальных свойствах. В авиационной промышленности и ракетостроении применяют прессованные полуфабрикаты для изготовления лонжеронов, стрингеров, кронштейнов, обтекателей. Ядерная энергетика использует ребристые прессованные трубы из магниевых сплавов для размещения топливных элементов. В последнее время получили развитие работы, направленные на широкое освоение изделий из магния в бытовых условиях, производстве ЭВМ, мобильной телефонии и т. д.

13. Особенности прессования тугоплавких металлов

Практически все тугоплавкие металлы и сплавы начинают активно окисляться и поглощать газы из атмосферы при температуре выше 500 °С, поэтому нагрев слитков молибдена под деформацию осуществляют преимущественно в среде водорода или аргона [41]. Термомеханические характеристики процесса прессования тугоплавких металлов и сплавов приведены в табл. 13.1.

Таблица 13.1

Термомеханические параметры прессования тугоплавких металлов и их сплавов

Исследуемый материал	Температура деформации, °С	Степень деформации, %
Слитки Мо	1350–1500	70–85
Деформированная заготовка Мо	900–1100	70–90
Слитки молибденового сплава BM1 (Мо+Ti+Zr+W)	1600–1700	70–85
Деформированная заготовка BM1 (Мо+Ti+Zr+W)	1150–1250	80–85
Слитки W	1630	75–80
Слитки сплава BN2 (Nb+Mo)	1400–1500	70–85
Деформированные заготовки сплава BN2 (Nb+Mo)	1200–1300	70–90
Слитки Ta	1600	75–80

Практически все тугоплавкие металлы и их сплавы обладают весьма низкими пластическими характеристиками в литом состоянии. Для повышения пластичности нагрев литых заготовок перед прессованием осуществляют до более высоких температур, чем при прессовании предварительно деформированных заготовок. Температура нагрева достаточно высока (до 1600 °С), что вызывает проблемы с обеспечением достаточно высокой стойкости инструмента. Для разрешения этих проблем применяют способ прессования с полным разделением контактных поверхностей тем или иным теплоизолятором (рис. 13.1). В качестве теплоизоляторов часто используют стеклосмазки [42].

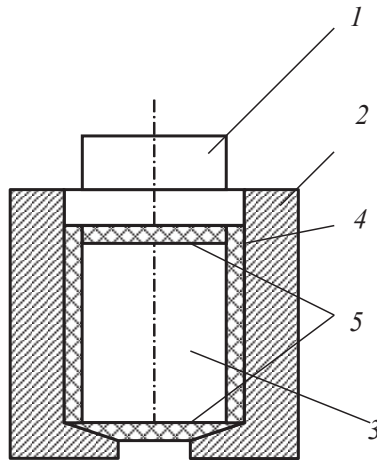


Рис. 13.1. Сборка инструментальной оснастки для прессования по способу Сежурнэ:
1 — пуансон с пресс-шайбой; 2 — контейнер; 3 — заготовка (слиток); 4 — стеклоткань;
5 — стеклошайба

Распространенным приемом защиты нагретых заготовок от окисления и газонасыщения является заключение их в стальные капсулы. Один из приемов прессования предполагает установку в контейнер двух шайб (рис. 13.2) с расположенной между ними заготовкой, причем между стенкой контейнера и заготовкой оставляют зазор.

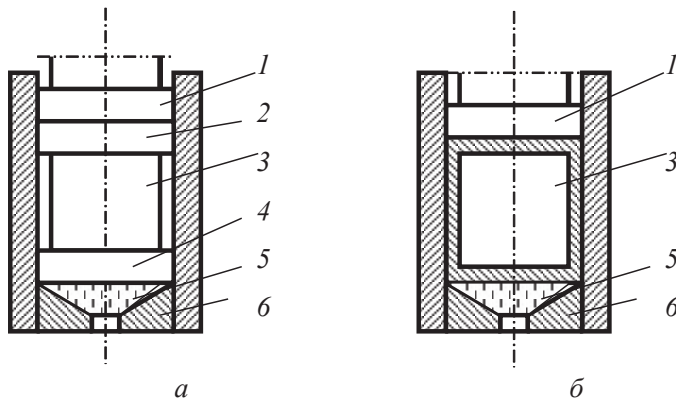


Рис. 13.2. Сборка инструментальной оснастки для прессования со стальными шайбами (а) и их распрессовка (б):

1 — пуансон с пресс-шайбой; 2 — верхняя стальная шайба; 3 — заготовка; 4 — нижняя стальная шайба; 5 — стеклошайба; 6 — матрица

В результате воздействия на шайбы рабочим пуансоном металл шайб перетекает в зазор, образуя оболочку. Естественно, что процесс возможен только при таких температурах, при которых сопротивление деформации стали становится ниже сопротивления деформации слитка, что и характерно для процессов деформации тугоплавких металлов. Приближено к описанным выше температурно-скоростным условиям проведения процесса прессование стали [43].

14. Особенности гидроэкструзии металлов

14.1. Общее представление о процессе гидроэкструзии

Процесс гидроэкструзии основан на применении жидкостей в качестве сред, передающих давление. Разработано достаточно большое число конкретных схем технологических процессов [44, 45], здесь остановимся на рассмотрении базовой схемы и сравним ее эффективность с процессом обычного прямого прессования (рис. 14.1).

При гидроэкструзии заготовку помещают в контейнер и обеспечивают замыкание его внутреннего пространства. Полость контейнера заполняют жидкостью высокого давления и производят выдавливание металла через отверстие матрицы повышением давления жидкости. Достигается следующая схема нагружения заготовки. В соответствии с законом Паскаля давление жидкости p передается по всем направлениям без изменения. В радиальном направлении действие давления уравновешено. В осевом направлении на заготовку воздействует сжимающая сила, возникающая за счет разности давлений внутри и снаружи контейнера, если пренебречь атмосферным давлением, то достижимая на данной установке сила прессования $[P]$ оценивается формулой

$$[P] = \frac{\pi \cdot D_z^2}{4} \cdot p,$$

где D_z — диаметр заготовки (а не контейнера, как в случае обычного прямого прессования).

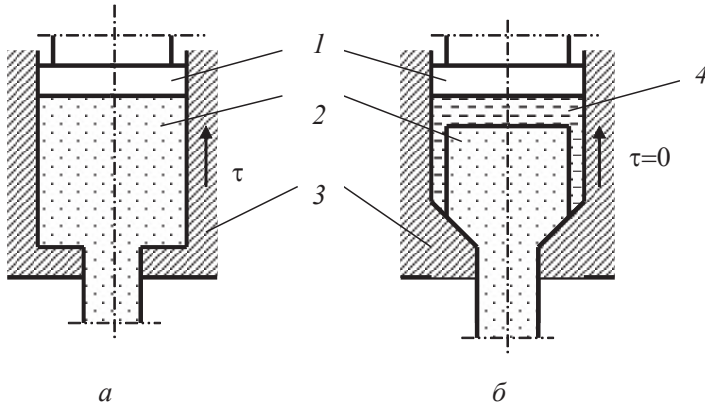


Рис. 14.1. Сравнение схем обычного прямого прессования (а) и гидроэкструзии (б): τ — напряжения трения; 1 — пуансон; 2 — заготовка; 3 — контейнер; 4 — жидкость высокого давления

Между стенкой контейнера и заготовкой обеспечивают зазор, в котором находится жидкость высокого давления. Гидроэкструзия не сопровождается стадией распрессовки, как это имеет место в случае обычного прямого прессования, поэтому становится возможным прессование хрупких металлов, в том числе и в условиях холодной деформации. Как правило, при прямом методе прессования в начальной стадии процесса между стенкой контейнера и заготовкой существует зазор, и процесс начинается с ликвидации этого зазора за счет осадки заготовки. Известно, что при осадке, даже при благоприятной схеме отсутствия напряжений трения на торцах заготовки, показатель напряженного состояния σ/T равен $-0,58$. При наличии бочкообразования, что характерно для осадки на шероховатом инструменте, на боковой поверхности заготовки средние (гидростатические) напряжения становятся растягивающими. Вследствие этого для большого количества металлов и сплавов именно на стадии распрессовки возникает опасность разрушения. После заполнения контейнера металлом и создания высокого уровня напряжений сжатия эта опасность снижается, но последствия разрушения на стадии рас-

прессовки устранить не представляется возможным. Из-за отсутствия стадии распрессовки гидроэкструзия позволяет избежать неприятных последствий этого явления.

Поскольку деформация заготовки осуществляется воздействием сжимающих напряжений высокого уровня, то напряженное состояние заготовки сохраняется благоприятным за все время протекания процесса гидроэкструзии, поэтому становится возможным деформировать металлы и сплавы, имеющие невысокий уровень пластичности.

Снижение уровня напряжений трения на поверхности заготовки позволяет довести процесс выдавливания заготовки до конца и избавиться от наличия пресс-остатка. Это существенно повышает выход годного.

Отсутствие напряжений трения на поверхности контейнера делает процесс не зависящим от влияния длины слитка. Это позволяет применять для прессования слитки большой длины.

Процесс гидроэкструзии осуществляют, как правило, в холодном состоянии, поэтому отсутствует опасность окисления или газонасыщения поверхности заготовки. В результате готовое изделие получается с хорошим качеством поверхности и повышенной точности. При деформации дорогих металлов и сплавов отсутствуют отходы металла на процесс улучшения поверхности шлифованием.

Наиболее тяжело нагруженным инструментом в процессах прессования является матрица. В условиях холодной деформации удастся использовать инструментальные материалы, обладающие повышенными прочностными характеристиками, поэтому уровень допускаемых напряжений при гидроэкструзии оказывается гораздо выше, чем при горячем прессовании, что позволяет осуществить процессы деформации материалов с высоким значением сопротивления деформации. Повышения стойкости инструмента удастся добиться также за счет наличия на поверхности заготовки в очаге деформации тонкой смазочной прослойки жидкости высокого давления. Прослойка оказывает экранирующее влияние, разделяя поверхности заготовки и инструмента и снижая коэффициент трения.

В зависимости от сочетания деформирующих напряжений и расположения инструмента различают следующие разновидности процесса гидроэкструзии:

— Прямое выдавливание осуществляется по схеме на рис. 14.1, б и заключается в воздействии на заготовку непосредственно давления рабочей жидкости.

— Гидроэкструзия с противодавлением (рис. 14.2, *а*) применяется для деформации металлов и сплавов с очень низким уровнем пластичности, и это является ее достоинством. Однако применение противодействующей силы повышает уровень напряжений, необходимых для деформации, что снижает возможные коэффициенты вытяжек и производительность. Схема реализована, например, для производства постоянных магнитов из такого малопластичного сплава, как марганец-алюминий.

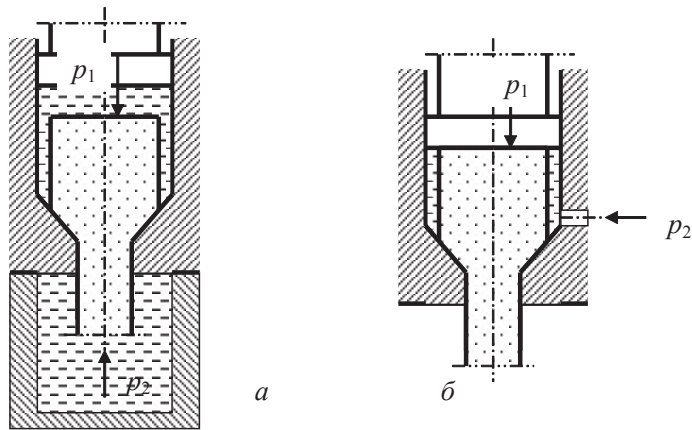


Рис. 14.2. Схемы гидроэкструзии с противодавлением (*а*) и гидромеханическим выдавливанием (*б*)

— Гидромеханическое выдавливание (рис. 14.2, *б*) позволяет снизить уровень напряжений в рабочей жидкости, что повышает работоспособность уплотнений. Часть работы деформации осуществляется приложением усилия со стороны рабочего пуансона. Таким образом, эта схема является «гибридной», в ней присутствуют элементы как обычного прямого прессования, так и гидроэкструзии. Конструкторы попытались использовать достоинства обоих методов и как можно меньше позаимствовать их недостатки. Это привело к достаточно широкому применению схемы во всех ее вариантах в промышленности.

— Гидроэкструзия с вытягиванием (рис. 14.3, *а*) предполагает приложение растягивающего напряжения на выходе пресс-изделия из отверстия матрицы. Тем самым уменьшаются давления жидкости, необходимые для проведения процесса. Однако одновременно ухудшается напряженное состояние заготовки, поскольку уровень напряжений сжатия снижается.

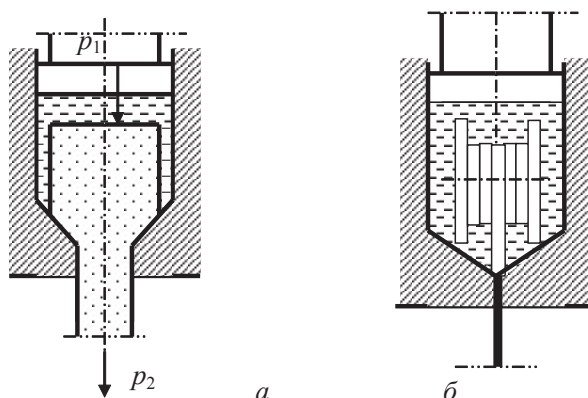


Рис. 14.3. Схемы гидроэкструзии с вытягиванием (а), из свернутой заготовки (б)

Гидроэкструзия выдавливанием из свернутой в спираль или на катушку заготовки (рис. 14.3, б) иллюстрирует в полной мере возможность увеличения длины прессуемого тела до очень больших величин. Изображенная на рисунке катушка находится в состоянии всестороннего сжатия, поэтому не деформируется. Свернутая заготовка имеет контакт с окружающей средой, возникающий градиент давлений приводит к выдавливанию изделия через отверстие матрицы.

Наряду со схемой деформации сплошных профилей разработаны схемы гидроэкструзии и полых изделий, например из титана и его сплавов [46], а также труб разнообразных сечений, в том числе многоканальных (рис. 14.4).



Рис. 14.4. Многоканальные трубы, полученные методом гидроэкструзии

14.2. Особенности физические эффекты в процессе гидроэкструзии

Промышленному освоению гидроэкструзии препятствовали физические явления, сопровождающие процесс. К ним относятся эффект наличия порогового давления страгивания (рис. 14.5, *а*) и возникновение автоколебаний давления по ходу перемещения пуансона либо времени протекания процесса (рис. 14.5, *б*).

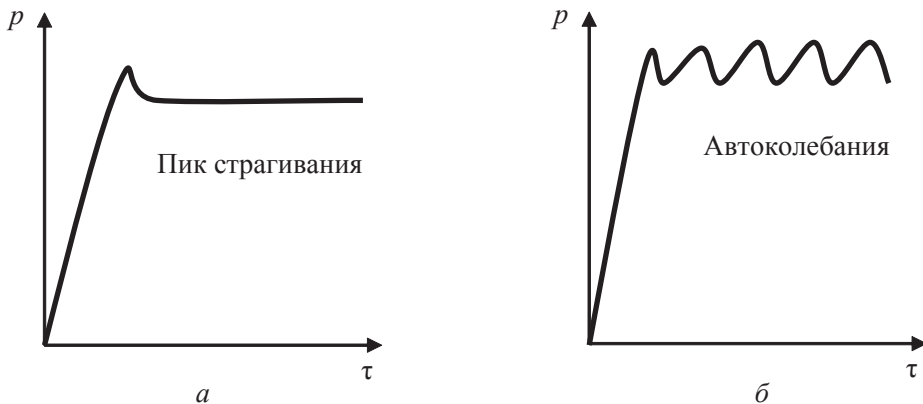


Рис. 14.5. Немонотонность давления гидроэкструзии в зависимости от времени:
а — явление страгивания; *б* — возникновение автоколебаний

Первое явление обусловлено различиями в коэффициентах трения покоя и движения, что вызывает необходимость приложения большей силы для осуществления начала выдавливания заготовки. Уменьшение впоследствии необходимого рабочего напряжения приводит к возрастанию скорости деформации и разгону заготовки, особенно при прессовании на установках с большим резервом по расходу жидкости высокого давления. Мерами борьбы с этим вредным явлением стало применение смазочных и подсмазочных слоев на заготовках, в том числе покрытие их слоями пластичных металлов, а также применение смазочных добавок в рабочих жидкостях. Это позволило выровнять коэффициенты трения покоя и движения.

Второе явление обусловлено накоплением упругой деформации в системе инструментальной оснастки, рабочей жидкости и заготовки. При прессовании обычных металлов и сплавов наибольшим аккумулятором упругой деформации (объемного сжатия) является рабочая жид-

кость. Поэтому усилия разработчиков процесса были ориентированы на поиск рабочих жидкостей с наименьшей сжимаемостью. Применение жидкостей с большой сжимаемостью приводило к эффекту сжатой пружины: после накопления очередной порции происходило резкое пропрессовывание заготовки, в результате чего в полости контейнера высвобождался некоторый объем, на заполнение которого от привода или насоса высокого давления требовалось некоторое время, в течение которого процесс останавливался. Остановки были способны вызвать пережим заготовки и колебания ее размеров, что не обеспечивало нужной точности.

Отладка процесса в производственных условиях вызвала формирование требований к свойствам рабочей жидкости, среди которых:

- оптимальная вязкость, в том числе и при рабочих давлениях; чрезмерно низкая вязкость приводит к неудовлетворительной работе уплотнений, а чрезмерно большая вязкость — к излишним затратам энергии на перемещение жидкости внутри системы высокого давления;
- минимальная сжимаемость;
- антифрикционные свойства;
- химическая инертность по отношению к металлу и инструментальной оснастке;
- экономичность (дешевизна);
- нетоксичность.

При комнатных температурах и конкретных давлениях используют следующие составы:

- в диапазоне до 1000 МПа — минеральное масло с добавками дисульфида молибдена;
- в диапазоне 1000...1500 МПа — касторовое масло с добавками метилового спирта;
- в диапазоне 1500...2800 МПа — смесь глицерина и этиленгликоля;
- в диапазоне 2800...3150 МПа — смесь изоптана и бензина.

Существуют составы рабочих жидкостей, способных работать при высоких температурах (до 1200 °С).

Вследствие накопления большого уровня упругой энергии внутри системы оснастки, заготовки и рабочей жидкости процесс экструзии может завершиться явлением «выстрела»: самопроизвольным разгоном заготовки до значительных скоростей, что представляет опасность

для оборудования и обслуживающего персонала. Для торможения заготовок используют следующие приемы:

- Нанесение лысок с заднего торца заготовки (рис. 14.5, *а*). При их подходе к отверстию матрицы часть жидкости вытекает через образовавшийся проем и давление внутри контейнера снижается.
- Применение пробок-заглушек, перекрывающих матрицу при подходе заднего торца заготовки к отверстию (рис. 14.6, *б*). Кольцевая проточка выполняется диаметром, меньшим, чем диаметр отверстия матрицы.

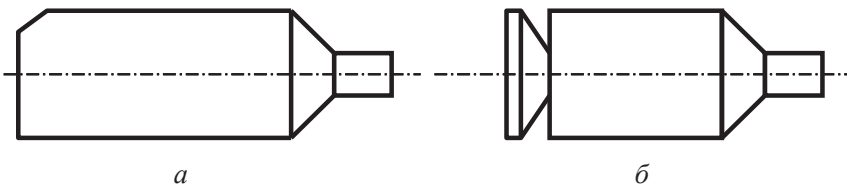


Рис. 14.6. Приемы торможения заготовок нанесением лысок (*а*) и применением пробок-заглушек (*б*)

- Фиксация остатка заготовки в матрице со следующей заготовкой (прессование след в след, рис. 14.7, *а*). Прессование нескольких заготовок осуществляется с обязательным оставлением части заготовки в контейнере, после чего в контейнер загружают следующую заготовку. Предыдущая заготовка в этом случае исполняет роль пробки.

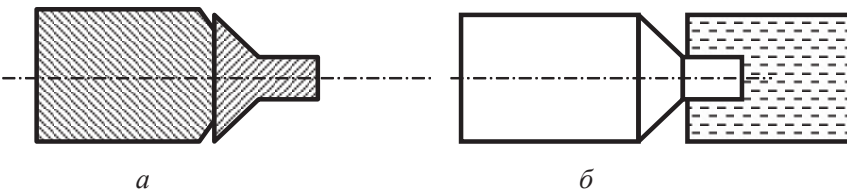


Рис. 14.7. Расположение заготовок след в след (*а*) и использование приемной трубы с вязкой жидкостью (*б*)

- Для гашения кинетической энергии вылетающей заготовки используют приемную трубу, заполненную достаточно вязкой жидкостью (рис. 14.6, *б*).

Указанные приемы предотвращения выстрела используют для организации процесса гидроэкструзии методом прямого выдавливания. Упростить процесс помогает снижение давления жидкости за счет применения метода гидромеханического выдавливания.

15. Энергоемкость прессования

Прессование считается достаточно энергоемким процессом, поскольку большая доля работы затрачивается на преодоление трения на контактных поверхностях и дополнительные срезы металла на границах жестких и пластических зон [47]. Ниже рассмотрено влияние отдельных факторов на энергоемкость процесса.

15.1. Баланс энергозатрат

В целом энергозатраты на прессование Q можно оценить, используя принцип суперпозиции (сложение предполагается алгебраическим):

$$Q = \sum_{i=1}^n Q_i = Q_1 + Q_2 + \dots + Q_n,$$

где Q_1 — энергия, необходимая на нагрев заготовки; Q_2 — энергия, необходимая на совершение работы сдвиговой деформации A , в том числе на совершение работы собственно деформации, преодоления трения на контактных поверхностях и совершение среза; Q_2 — энергия, необходимая на совершение дополнительной работы деформации, например натяжения заготовки на выходе из отверстия матрицы или приложения напряжений подпора; Q_3 — энергия, необходимая на совершение работы упругой деформации заготовки; Q_4 — энергия, необходимая на пластическое уплотнение металла заготовки при наличии исходной пористости; Q_5 — энергия, необходимая на преодоление потерь при ее передаче от источника до пресса. При гидравли-

ческом приводе прессов это потери на преодоление гидравлических сопротивлений, сжатие жидкости, упругую деформацию трубопроводов. При механическом приводе это потери на трение в элементах трансмиссии. Затраты энергии такого типа оценивают обычно с применением понятия коэффициента полезного действия (КПД) и работы холостого хода.

Список слагаемых можно продолжить при попытке оценки дополнительных статей: учете притока энергии при утилизации тепла горячей заготовки, расхода энергии на подогрев и охлаждение прессового инструмента и т. д.

Применение принципа суперпозиции не исключает взаимного влияния отдельных слагаемых друг на друга.

15.2. Температура нагрева заготовки

Энергоемкость собственно прессования при использовании нагретой заготовки окажется, естественно, ниже, чем при использовании холодной заготовки, из-за понижения сопротивления деформации. Однако такой однозначный вывод нельзя сделать, если рассматривать совокупность процессов нагрева заготовки и прессования.

Энергоемкость нагрева зависит от теплофизических характеристик материала, разницы температур, массы заготовки и степени эффективности нагрева, оцениваемой коэффициентом полезного действия этого процесса η .

Количество тепла, необходимого для нагрева заготовки массой m из материала с удельной теплоемкостью c от температуры t_2 до температуры t_1 , равно

$$Q = m c (t_1 - t_2)$$

Работа прессования оценивается формулой

$$A = \int_0^{L_n} P(x) dx ,$$

где $P(x)$ — функция изменения усилия прессования в зависимости от величины перемещения пуансона x ; L_n — длина отпрессованной

части слитка, она отличается от длины слитка на величину длины пресс-остатка.

Поскольку реальные процессы нагрева осуществляются с потерями тепла на нагрев футеровки печей, печной арматуры, окружающего воздуха, то для подсчета количества тепла Q , реально потребного на нагрев, следует учесть с помощью коэффициента полезного действия нагревательного устройства η . Аналогично для определения энергии, затраченной на прессование, следует учесть коэффициентом полезного действия процесса прессования $\eta_{\text{п}}$ потери энергии на упругое сжатие жидкости высокого давления, потери на гидравлических сопротивлениях и трение в узлах пресса.

Для нахождения удельной энергии q , требующейся на нагрев и обработку давлением продукции единичной массы, произведем сложение величин Q и A с учетом их КПД и результат разделим на массу m , в результате чего получим сумму удельных затрат, соответственно q_1 и q_2 :

$$q = q_1 + q_2 = \frac{1}{m} \cdot \left(\frac{Q}{\eta} + \frac{A}{\eta_{\text{п}}} \right) = \frac{c \cdot (t_1 - t_2)}{\eta} + \frac{F}{m \cdot \eta_{\text{п}}} \cdot \int_0^{L_n} p(x) dx,$$

где $p(x) = P(x)/F$ — напряжения прессования; F — площадь сечения контейнера.

Дальнейший анализ можно выполнить для каждого конкретного случая прессования. Для достижения прозрачности модели пойдем на некоторые упрощения и допущения. Допустим, что напряжения прессования постоянны (например, рассматривается обратный способ) и в первом приближении составляют величину $k\sigma_s \ln \lambda$, где σ_s — сопротивление деформации, k — коэффициент, λ — коэффициент вытяжки. Допустим также, что выпрессовывается весь объем слитка без пресс-остатка (что характерно, например, для способа прессования след в след). Тогда предыдущая формула упростится:

$$q = \frac{c \cdot (t_1 - t_2)}{\eta} + \frac{k \cdot \sigma_s \cdot F \cdot \ln \lambda}{m \cdot \eta_{\text{п}}} \cdot \int_0^{L_n} dx = \frac{c \cdot (t_1 - t_2)}{\eta} + \frac{k \cdot \sigma_s \cdot \ln \lambda}{\rho \cdot \eta_{\text{п}}},$$

где $\rho = \frac{m}{L_n \cdot F}$ — плотность материала заготовки.

Последняя формула помогает сопоставить вклад процессов нагрева и деформации в оценке энергозатрат. Следует отметить, что при сравнении двух процессов одинаковый уровень энергозатрат совершенно не предполагает равенства затрат на энергоресурсы, поскольку различна стоимость различных видов энергии (электрическая, тепловая, полученная сжиганием топлива). Электрическую энергию принято считать наиболее дорогим видом энергии, но этот же вид часто используется с наибольшей эффективностью (с наиболее высоким КПД). При прессовании цветных металлов и сплавов наиболее часто используется электроэнергия как для привода прессов (механических и гидравлических), так и для нагрева заготовок (индукционный, сопротивлением). В этом случае предпринятая в формуле операция сложения однородных величин оправдана.

Как следует из анализа различных методик расчета энергосиловых параметров прессования, коэффициент k учитывает условия трения или среза на границе пластической и жесткой зон, а также степень неравномерности деформации и поэтому в различных процессах может принимать различные значения.

Для возможности сопоставления результатов расчета примем $k = 3$, значения КПД назовем $\eta = 0,6$ и $\eta_{\text{п}} = 0,9$. Анализ полученных результатов расчета (рис. 15.1 и 15.2), выполненного с учетом реальных кривых упрочнения и теплофизических свойств алюминия и меди, показывает, что зависимость удельных энергозатрат для алюминия имеет минимум около температуры 200°C , для меди получена монотонно возрастающая кривая, и при этом в зависимости от выбора температурного режима можно сэкономить до 15 % энергии.

Существенно влияет на рациональный выбор режима обработки коэффициент вытяжки. На рис. 15.2 представлен график удельных энергозатрат при прессовании алюминия с различными значениями коэффициентов вытяжек λ . В зависимости от обжатия характер энергозатрат в функции температуры способен изменяться на противоположный. При относительно малых значениях λ целесообразно заготовку не нагревать или нагревать до невысокой температуры. При больших коэффициентах вытяжки целесообразно заготовку нагревать до высоких температур.

Это обусловлено различным характером энергетических затрат: при нагреве затраты растут пропорционально коэффициенту вытяжки, а при деформации — только пропорционально логарифму этой величины.

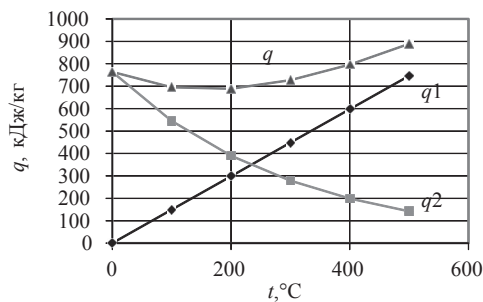


Рис. 15.1. Зависимость удельных энергозатрат нагрева q_1 , прессования q_2 и суммарных q от температуры при обработке алюминия, $\lambda = 20$

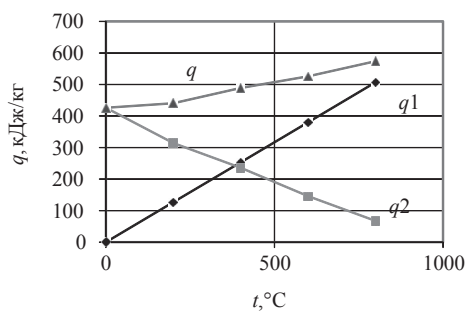


Рис. 15.2. Зависимость удельных энергозатрат нагрева q_1 , прессования q_2 и суммарных q от температуры при обработке меди, $\lambda = 20$

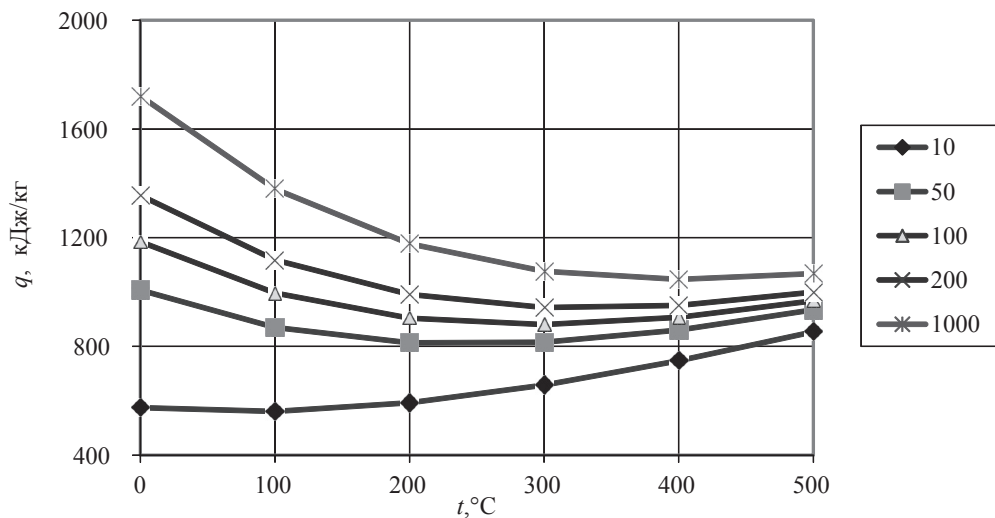


Рис. 15.3. Зависимость суммарных удельных энергозатрат нагрева и прессования от температуры при обработке алюминия с различными коэффициентами вытяжек (числа в таблице)

15.3. Влияние скорости прессования

Влияние скорости прессования на энергозатраты неоднозначно. С одной стороны, увеличение скорости прессования приводит к росту сопротивления деформации за счет явления скоростного упрочнения. Если при этом процесс деформации имеет изотермический характер, то тем самым увеличиваются энергозатраты. Аппроксимационные зависимости многих авторов, исследовавших влияние скорости деформации на сопротивление деформации, приводят к формулам вида $\sigma_s = w \cdot \dot{\xi}^n$, где w и n — эмпирические коэффициенты, причем коэффициент n существенно меньше единицы (для алюминия различных марок $n = 0,07 \dots 0,12$; для меди $0,11$ и т. д.). Таким образом увеличение скорости деформации в небольшом диапазоне оказывает слабое влияние на сопротивление деформации и энергозатраты.

Сказанное относится в основном к случаю прессования металлов с низкой температурой плавления, таких как магний, алюминий, цинк и их сплавы, поскольку прессовый инструмент здесь обычно нагрет практически до температуры самой заготовки, поэтому при прессовании ограничивают скорость, стремясь не превысить температуру перегрева или пережога.

Однако скорость деформации ощутимо влияет на время осуществления процесса прессования: при малой скорости велика опасность захлаживания заготовки, особенно при деформации металлов с относительно высокими температурами плавления и рекристаллизации (сплавы титана, меди, никеля и др.).

Следует отметить, что наилучшим процессом с точки зрения экономии энергии явился бы такой, в котором энергия деформации полностью использовалась бы на повышение температуры заготовки до величины, соответствующей высокой пластичности и низкому сопротивлению деформации. Этому мешает нестационарность прессования, особенно в начальной стадии. Действительно, для того чтобы повысить температуру заготовки за счет работы деформации, необходимо начать прессование, с другой стороны, начать процесс невозможно из-за низкой температуры и высокого значения сопротивления деформации. Выходом из создавшегося технического противоречия мог бы быть переход на полностью непрерывный процесс прессования [48].

Аналогами такого подхода являются разогрев заготовки за счет трения металла в процессах типа Конформ или применение проходного прессования на установках обратного прессования.

15.4. Влияние подпора и натяжения

Обычно в различных вариантах процесса прессования подпор стараются не использовать, поскольку считается, что уровень сжимающих напряжений и так чрезмерно велик. Исключение составляют процессы прессования малопластичных металлов и сплавов, в основном из класса тугоплавких, а также процессы гидроэкструзии. В последнем случае применение подпора оправдано вынужденно низкой температурой прессования и, как следствие, низкой пластичностью металла. Приложение подпора предполагает дополнительные энергозатраты как на создание подпора, так и на преодоление повышенных напряжений трения в очаге деформации.

В последнее время при горячем прессовании активно внедряется режим натяжения заготовки при выходе ее из отверстия матрицы, что приводит к правке способом растяжения и получению ровного по длине пресс-изделия. Одновременно достигается эффект снижения усилий и напряжений прессования [49].

При прессовании, поскольку поперечное сечение переднего конца заготовки намного меньше сечения слитка, влияние натяжения не должно распространяться на объем слитка в контейнере. В соответствии с принципом Сен-Венана это влияние распространяется не далее окрестностей калибрующего пояска длиной lk . Поэтому при анализе действия напряжений можно ограничиться зоной металла, вплотную примыкающей к калибрующему пояску.

Используя подход И. Л. Перлина, оценим мощность, подводимую к очагу деформации при приложении натяжения:

$$N_n = G v \lambda = \sigma_n F_n v \lambda,$$

где G и σ_n — усилие и напряжение натяжения; v — скорость перемещения пуансона; F_n — площадь поперечного сечения изделия.

Изменение мощности, подводимой от пуансона, при приложении натяжения определяется формулой

$$\Delta N = \Delta P \cdot v,$$

приравнивая правые части последних уравнений, получим

$$\Delta P = G \lambda = \sigma_n F_n \lambda,$$

т. е. снижение усилия прессования пропорционально усилию натяжения и коэффициенту вытяжки. Отсюда следует важный вывод о том, что, прикладывая относительно небольшое по величине усилие натяжения, можно добиться значительного снижения усилия прессования. Например, при вытяжке 100 и усилии натяжения 500 Н усилие прессования снижается на 50000 Н! Пропорционально снижаются энергозатраты на главном приводе пресса. Однако одновременно возникают дополнительные затраты энергии на приложение натяжения.

На первый взгляд, экономия и дополнительные затраты должны компенсировать друг друга. Вместе с тем здесь не рассматривается явление снижения контактных напряжений на калибрующем пояске матрицы и поверхности матрицы. Эксперименты показали, что приложение натяжения способно вызывать уменьшение поперечного размера пресс-изделия вплоть до отсутствия касания калибрующего пояска, что должно привести к ликвидации затрат на преодоление трения в этом месте очага деформации.

При использовании подхода И. Л. Перлина энергетические затраты на преодоление напряжений трения на калибрующем пояске круглого профиля оцениваются формулой

$$q = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \psi \cdot \sigma_s \cdot \pi \cdot d \cdot l_k \cdot L_n.$$

В отличие от других составляющих работы прессования компонента q_n зависит не от логарифма, а от коэффициента вытяжки в первой степени, и поэтому влияние обжатия здесь весьма существенно. Расход энергии на преодоление трения на калибрующем пояске при чрезмерно больших значениях его длины и при больших коэффициентах трения

и вытяжки может составлять десятки процентов от общих затрат, поэтому приложение натяжения способно ощутимо снизить как общие затраты на процесс прессования, так и частные энергосиловые параметры.

Отдельным вопросом является обеспечение условий снижения напряжений трения на калибрующих поясках при прессовании труб и полых профилей. Имеющиеся технические решения позволяют отказать (полностью или частично) от силового воздействия металла на иглу благодаря применению рациональной формы инструмента либо благодаря уменьшению относительных скольжений на контактной поверхности.

15.5. Контактные условия на контейнере и матрице

Стремление ликвидировать вредное влияние напряжений трения на стенках контейнера и матрице привело к созданию процессов гидроэкструзии, обратного прессования, использованию эффекта активного действия сил трения, АДСТ (рис. 15.4), и к разработке новых составов эффективных смазок и теплоизоляторов.

Обычно считается, что экономия энергии здесь легко учитывается приравнением к нулю или снижением значений коэффициента трения на рабочих поверхностях. Вместе с тем более тонкая оценка предполагает учет иного характера течения металла внутри очага деформации, замену часто турбулентного перемещения металла на более ламинарный характер. За счет этого возможны, например, ликвидация мертвых зон и снижение затрат на поверхностях среза металла.

Сами значения коэффициентов трения также нуждаются в уточнении. Подсчет напряжений трения по закону Зибеля нельзя признать достаточно точным, хотя бы из-за того, что задание сопротивления деформации в приконтактных слоях деформируемого металла весьма приближенно. В отличие от других процессов обработки металлов давлением при прессовании вблизи контактных поверхностей развиваются большие сдвиги, что приводит и к высоким значениям скоростей деформации, и к весьма существенному упрочнению. В то же время здесь же возможен интенсивный рост температуры. Существующие методики оценки сопротивления деформаций не ориентированы на изучение реологии металла в таких условиях.

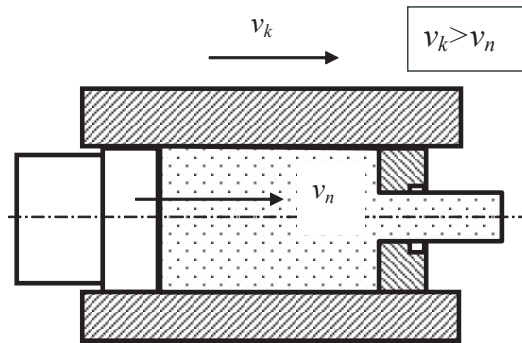


Рис. 15.4. Схема прессования по принципу АДСТ

В ряде работ показан эффект снижения усилий прессования при применении схем комбинированного нагружения металла в очаге деформации касательными напряжениями, например за счет вращения матрицы [50], однако величины суммарных энергозатрат нуждаются в уточнении.

15.6. Упругая и пластическая сжимаемость прессуемого материала

Традиционно в расчетах процессов прессования пренебрегают объемными деформациями металла, поскольку они не влияют на конечный результат — получение металлопродукции заданных размеров. Однако при анализе энергозатрат, несмотря на малые величины самих объемных деформаций вследствие действия высоких напряжений, статья расхода энергии на пластическое сжатие может оказаться значимой.

Удельные затраты энергии на упругое пластическое сжатие металла могут быть оценены формулой, известной из теории упругости и приведенной здесь к единице массы:

$$q_3 = \frac{1}{2E\rho} \left[\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu(\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1) \right],$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ — главные напряжения; E и ν — модуль упругости и коэффициент Пуассона.

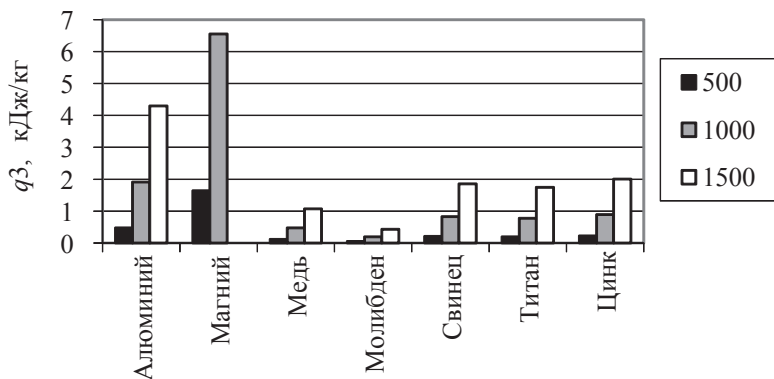


Рис. 15.5. Энергозатраты на упругое сжатие металлов в контейнере; столбцы расставлены по мере возрастания напряжения прессования: 500; 1000; 1500 МПа, для магния из-за чрезмерно высоких значений при нагрузке 1500 МПа результаты не приведены

Допустим, что главными напряжениями являются соответственно осевое, радиальное и тангенциальное напряжения, действующие внутри контейнера, причем величины последних составляют 80 % от величины осевого напряжения: $\sigma_1 = \sigma_2 = 0,8\sigma_3$. При этих допущениях и часто применяемых на практике давлениях прессования для ряда металлов рассчитаны удельные затраты на упругое сжатие (рис. 15.5).

Заготовкой для прессования обычно является слиток, не обладающий плотностью компактного материала из-за наличия дефектов в виде распределенной пористости. Некоторые технологии, принятые в обработке тугоплавких цветных металлов (молибдена, вольфрама и др.) предполагают использование порошковых заготовок с остаточной пористостью. Учет энергии, необходимой для уплотнения слитка, затруднен из-за недостаточных сведений об уравнениях связи гидростатического напряжения и плотности, хотя решения задач и подход к формулировке этих уравнений имеются. Энергозатраты на пластическое уплотнение единицы массы заготовки могут быть оценены как

$$q_4 = \frac{1}{m} \int_0^\varepsilon \left[\sigma(\varepsilon) d\varepsilon \right] dV \approx \frac{\sigma \cdot \varepsilon \cdot V}{m} = \frac{\sigma \cdot \varepsilon}{\rho},$$

где $\sigma(\varepsilon)$ — зависимость гидростатического (среднего) напряжения от степени деформации объема $\varepsilon = -\ln \frac{\rho_0}{\rho}$; ρ_0 и ρ — исходная и конечная плотность материала.

Переход в последней формуле от операций интегрирования к перемножению конечных величин оправдан тем, что обычно для прессования используют предварительно уплотненные заготовки, в результате плотность их изменяется незначительно. С использованием вышеуказанных соотношений между главными напряжениями для ряда металлов рассчитаны энергозатраты при изменении пористости на 1 % в окрестностях плотности, характерной для компактного материала и для обычно применяемых на практике напряжений прессования (рис. 15.6).

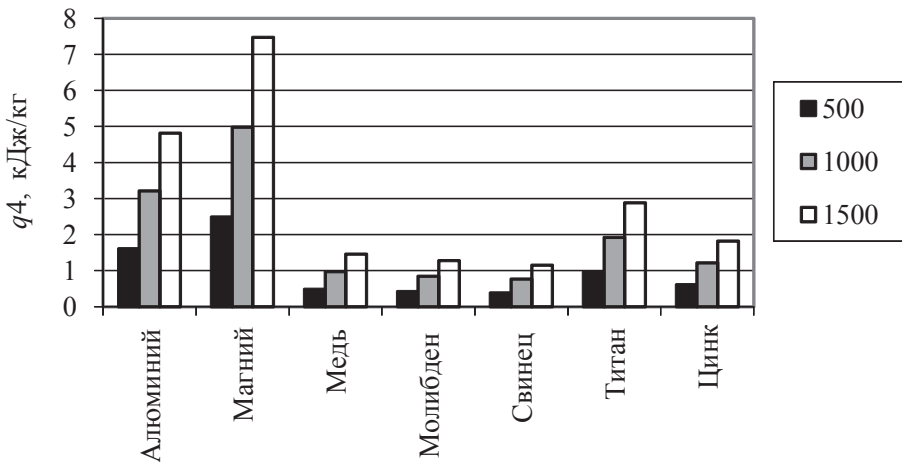


Рис. 15.6. Энергозатраты на пластическое сжатие металлов в контейнере при изменении пористости на 1 %; столбцы расставлены по мере возрастания напряжения прессования: 500; 1000; 1500 МПа

Дальнейшие расчеты показали, что при изменении плотности до нескольких процентов затраты растут примерно пропорционально изменению пористости.

15.7. Совмещение процессов литья и прессования

Интенсивно внедряемые в цветной металлургии совмещенные процессы литья и прокатки как листового, так и сортового металла [51] приводят к значительному снижению энергозатрат, поскольку деформация осуществляется с использованием тепла литейного передела.

В области прессования металлов наметилось отставание в применении этого прогрессивного способа, хотя имеются технические решения, направленные на преодоление трудностей [52–55].

Основные трудности при реализации идеи совмещения процесса литья и прессования видятся в различной организации процессов: процесс литья за последнее время превратился в непрерывный или полунепрерывный, а процесс прессования остался за редким исключением дискретным. Как правило, для прессования используют круглый слиток ограниченной длины, а деформирующее усилие прикладывают со стороны одного из торцов: примыкающего к матрице (обратный метод) либо противоположного (прямой метод). Использование тепла литейного передела в этом варианте технологической схемы возможно лишь при такой организации процесса, когда разделение слитка производится в горячем состоянии ножницами или пилами горячей резки, после чего слиток передается на прессование. Естественно, что производительности процессов литья и прессования должны быть согласованы.

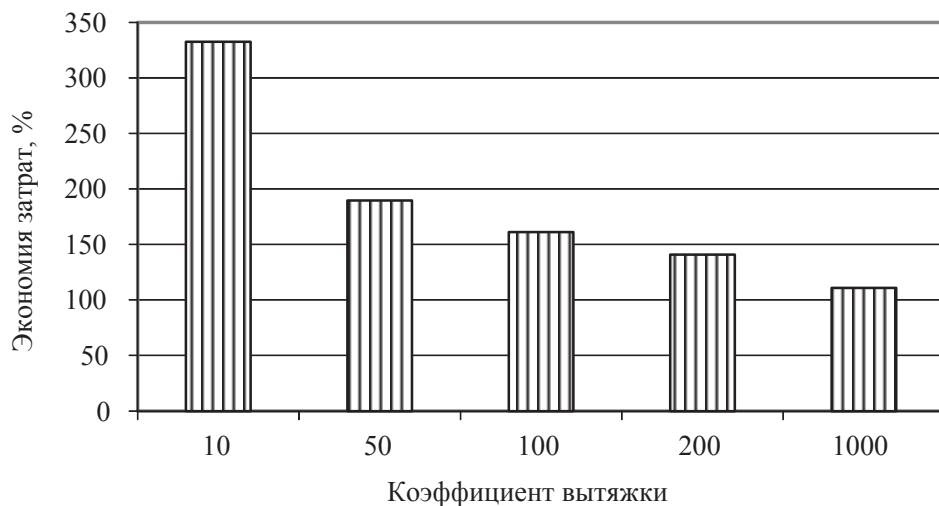


Рис. 15.7. Экономия энергозатрат при совмещении процессов литья-прессования алюминия в процентах к энергозатратам на собственно прессование

И в том, и другом случае длина слитка ограничена длиной контейнера и не может быть неограниченно большой. Иной подход предлагается применить в установках непрерывного литья, совмещенного с прессованием при непрерывной подаче заготовки в очаг деформации.

ции или при дискретной подаче на величину, кратную шагу вытягивания из кристаллизатора. Наиболее простой оценкой экономии энергозатрат здесь является вычитание из общей суммы энергии, обычно используемой для нагрева заготовки перед прессованием.

Так, для рассмотренного в данной работе примера прессования алюминия экономия энергозатрат составит величину около 600 кДж/кг, для меди — около 500 кДж/кг. Если эту величину выразить в процентах по отношению к затратам на собственно прессование, то окажется, что экономия при обработке алюминия составит от 100 до 350 % (рис. 15.7) в зависимости от коэффициента вытяжки.

15.8. Пример расчета энергоемкости

Оценить энергоемкость процесса обратного прессования круглой стали диаметром 20 мм при температуре 1200 °С из заготовки диаметром 45 мм при скорости выхода пресс-изделия 2,1 м/с, коэффициент полезного действия принять 100 %.

Определим коэффициент вытяжки $\lambda = (45/20)^2 = 5,06$ и скорость перемещения пуансона $v = 2,1 / 5,06 = 0,415$ м/с,

$$\text{скорость деформации } u = \frac{6 \cdot 415 \cdot 5,06 \cdot \ln 5,06 \cdot \operatorname{tg} 60}{20 \cdot (5,06 \cdot \sqrt{5,06} - 1)} = 170 \text{ с}^{-1},$$

степень деформации $\varepsilon = (5,06 - 1) / 5,06 = 0,80$ при $a = 1250$ МПа, $m = 0,25$; $n = 0,14$; $q = 0,0025$ град⁻¹;

$$\text{сопротивление деформации } \sigma_{\text{ск}} = \frac{1250 \cdot 0,80^{0,25} \cdot 170^{0,14}}{\exp(0,0025) \cdot 1200} = 120,8 \text{ МПа};$$

$$\sigma_s = 120,8 / (1 + 0,25) = 96,64 \text{ МПа};$$

Определим составляющие усилия прессования:

$$R_m = 0,8 \cdot \ln 5,06 \cdot 45^2 \cdot 96,64 / \cos^2 (60/2) = 338447 \text{ Н} = 338,4 \text{ кН};$$

$$T_m = 0,5 \cdot 0,1 \cdot \ln 5,06 \cdot 45^2 \cdot 96,64 / \sin 60 = 18315 \text{ Н} = 18,3 \text{ кН};$$

$$T_{\pi} = 5,06 \cdot \pi \cdot 20 \cdot 5 \cdot 0,1 \cdot 120,8 / 1,732 = 11094 \text{ Н} = 11,1 \text{ кН}, \text{ а также}$$

$$\text{усилие прессования } P = 338,4 + 18,3 + 11,1 = 367,8 \text{ кН}$$

Удельные энергозатраты составят

$$A_m = \frac{367,8}{\pi \cdot (45^2 / 4) \cdot 7800 \cdot \eta_{\pi}} \cdot 29,6 \text{ МДж/т} = 8,23 \text{ кВт} \cdot \text{ч/т}.$$

16. Изменение температуры инструмента в циклах его нагружения при горячем прессовании

Процесс прессования является одним из основных заготовительных переделов в обработке цветных металлов [56]. Его отличает высокая гибкость, возможность быстрого перехода на выпуск другой продукции, что особенно важно в производстве полуфабрикатов из легких и тяжелых цветных металлов, выпускаемых порой малыми партиями.

В последнее время в теории прессования все большее внимание стало уделяться определению напряженно-деформированного состояния металла в каждой точке очага деформации. Многие исследователи отмечают, что кинематика движения частиц металла в контейнере довольно сложна и зависит от большого количества параметров, в том числе от вида деформируемого материала, температуры нагрева, характера взаимодействия с инструментом и т. д. Как известно, для решения краевой задачи прессования необходимо задание граничных условий, например тепловых, т. е. необходимо знать температуру инструмента. От цикла к циклу прессования температура инструмента может повышаться, поскольку тепловой поток теплопередачи от горячей заготовки не успевает рассеяться. Вместе с тем в имеющихся исследованиях такие нестационарные условия прессования чаще всего не учитываются.

Отличительная особенность прессования тяжелых цветных сплавов — большой перепад начальных температур слитка и инструмента и практически идеальный контакт между ними, так как прессование основной массы сплавов осуществляют без теплоизоляции (смазки) контейнера. Это приводит к локальному разогреву до высокой температуры контактных зон инструмента в процессе выдавливания. Возникающие температурные поля характеризуются большой неравномерностью в радиальном и осевом направлениях. Во время паузы происходит охлаждение поверхностных слоев вследствие теплоотдачи в окружающую среду и перераспределение температуры по сечению инструмента (отвод тепла от более нагретых к менее нагретым участкам).

Как правило, инструмент не успевает охладиться до исходной температуры и в процессе последующих циклов прессования наблюдается его разогрев. При этом от цикла к циклу амплитуда колебаний температуры поверхностных слоев уменьшается и постепенно стабилизируется. Наступает установившийся тепловой режим, который (при условии ритмичной работы прессы) характеризуется определенным изменением температуры в рабочих слоях инструмента и постоянством распределения температуры в основной массе.

16.1. Тепловая нагрузка матрицы

В условиях предприятия ОАО «Ревдинский завод ОЦМ» проведены измерения температуры инструмента горизонтального гидравлического прессы усилием 20 МН при прессовании прутков из меди и латуни марки ЛС59-1 [57]. Данная марка латуни выбрана для исследования, так как на заводах ОЦМ большую часть выпуска прутков составляют прутки именно из сплава ЛС 59-1. Измерения проводились при прессовании прутков диаметром 60 мм, диаметр полости рабочей втулки контейнера 200 мм, наружный диаметр матрицы 114 мм, толщина 30 мм. Температура нагрева слитков перед прессованием для меди составляет 840...890 °С, для латуни 700...750 °С. Материал матриц — сталь 3Х3 М3 Ф. Все измерения были произведены с помощью хромель-алюмелевой термопары.

Для указанных параметров ведения процесса прессования (диаметр контейнера, размер пресс-изделия, температуры прессования и др.) цикл прессования составляет 50 секунд, при этом время самого ведения процесса прессования составляет 15 секунд. При таком цикле темп прессования составляет 60—70 прессовок в час.

На рис. 16.1 показано изменение температуры t рабочей поверхности матрицы в процессе работы прессы. Измерения температуры производились непосредственно после удаления пресс-остатка на участке перехода к калибрующему пояску матрицы. Как утверждается в источниках информации, данный участок инструмента разогревается до максимальных температур.

Из графиков на рис. 16.1 видно, что наиболее интенсивное увеличение температуры матрицы происходит в процессе первых двух

прессовок, а после семи прессовок происходит стабилизация температурного режима. Можно также отметить, что стационарный участок кривых устанавливается на разных уровнях для меди и для латуни, это можно объяснить тем, что температура нагрева латунных слитков меньше, чем медных примерно на 150°C . Вместе с тем, как видно из рисунка, в начальный период разогрева матрицы разница в ходе графиков гораздо меньше 150°C , что трудно объяснить с позиции более высокой теплопроводности меди по отношению к латуни. Действительно, материал с более высокой теплопроводностью должен более активно передавать тепло инструменту, поскольку наружные остывающие слои слитка более активно подпитываются теплом от центральных слоев.

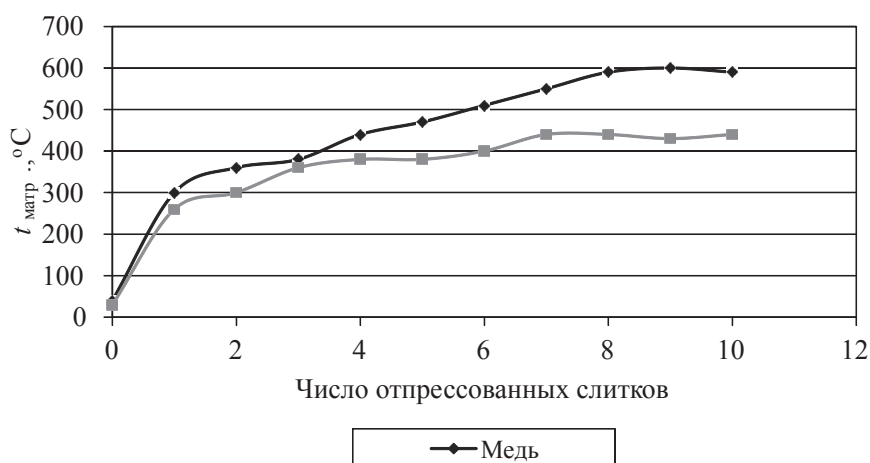


Рис. 16.1. Зависимость температуры поверхности матрицы от числа отпрессованных слитков

Прессовые матрицы работают в тяжелых температурных условиях. В зависимости от конструкции матричного узла и способа отделения пресс-остатка контакт матрицы с прессуемым металлом составляет 20...60 % времени цикла. После отделения пресс-остатка матрица до начала следующей прессовки охлаждается на воздухе.

Практически идеальный контакт матрицы с прессуемым металлом и расположение ее во время прессования в непосредственной близости к очагу деформации приводят к разогреву поверхностных слоев матрицы, что существенно ослабляет конусную опорную поверхность матрицедержателя, способствуя ее смятию. Недостаточно эффектив-

ный отвод тепла от матрицы между прессовками приводит к возрастанию температуры поверхности и внутренних слоев матрицы в процессе прессования.

Дополнительно проведены измерения температуры поверхности матрицы при прессовании прутков $\varnothing 30$ мм, при этом размеры и температура нагрева слитков перед прессованием оставались прежними. Однако изменился темп прессования (50–60 прессовок в час). Цикл прессования составил уже 60 с, а время прессования — 25 с. Измерения показали, что в установившемся режиме температура матрицы оказывается выше на 100–150 °С и достигает для меди 700...750 °С; для латуней 550...600 °С. Следовательно, увеличение времени прессования с 15 до 25 с за счет уменьшения размера пресс-изделия приводит к возрастанию температуры поверхности матрицы примерно на 150 °С как при прессовании меди, так и при прессовании латуни.

В известном исследовании приводятся результаты измерения температуры матрицы термопарой, зачеканенной на глубине 0,5 мм от поверхности, в процессе прессования труб из сплава МНЖ 5-1 размером 60×50 мм из слитков размером $D \times L = 225 \times 425$ мм при 850–980 °С. Отмечено, что максимальная температура поверхности матрицы достигает 950 °С, т. е. практически равна температуре нагрева слитков.

Из вышеизложенного следует, что в многоцикловом процессе нагружения температура поверхности матрицы зависит от многих факторов, но основными из них являются температура нагрева слитков перед прессованием и сам темп прессования.

16.2. Тепловая нагрузка пресс-шайбы

В тяжелых температурных условиях работают и пресс-шайбы. Прессование обычно ведется с использованием нескольких пресс-шайб (в производственном эксперименте использовалось 3 рабочих и 3 контрольных пресс-шайбы, т. к. прессование велось с рубашкой), что позволяет не применять дополнительного охлаждения. Во время прессования пресс-шайба разогревается до высокой температуры, а затем охлаждается за счет теплоотдачи окружающей атмосфере и за счет перераспределения тепла по всему объему пресс-шайбы. Пресс-шайбы имели диаметр 199 мм, толщину 80 мм.

Компьютерным моделированием установлено, что наибольший разогрев должен наблюдаться в зоне наружной кромки торца пресс-шайбы, обращенного к прессуемому металлу. На этом участке произведены измерения температуры разогрева поверхности пресс-шайбы.

На рис. 16.2 показано изменение температуры t поверхности рабочей пресс-шайбы в процессе работы пресса. Материал пресс-шайб — сталь 3ХЗМЗФ. Первое измерение производилось непосредственно перед подачей шайбы в контейнер, т. е. перед началом прессования. После окончания прессования мунштук с матрицедержателем и матрицей выдвигался из горловины пресса, после чего при помощи гидравлического ножа отделялась пресс-шайба от пресс-остатка, а пресс-остаток — от матрицы. После этого производили второе измерение температуры поверхности рабочей пресс-шайбы.

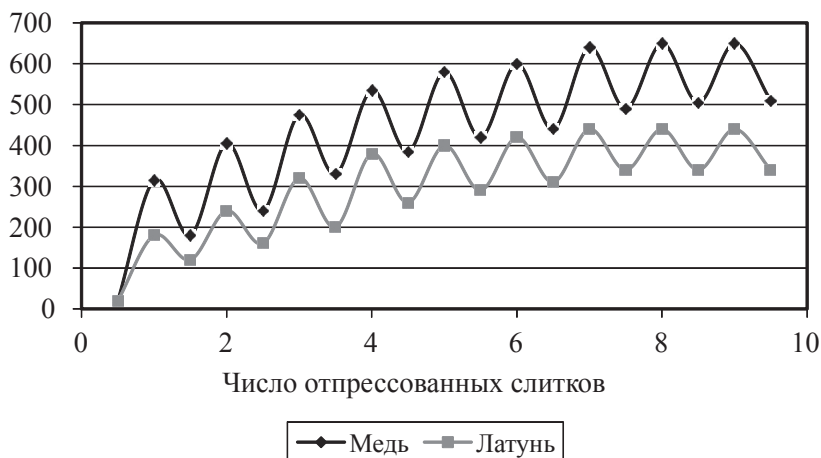


Рис. 16.2. Графики зависимости температуры рабочей поверхности пресс-шайбы от числа отпрессованных слитков

Графики на рис. 16.2 были построены для одной пресс-шайбы (для двух остальных результат получился таким же). Число отпрессованных слитков соответствует числу слитков, деформированных с помощью только данной пресс-шайбы.

Из графиков видно, что наиболее интенсивное увеличение температуры поверхности пресс-шайбы происходит в процессе первых четырех прессовок, а после семи прессовок происходит стабилизация температурного режима. При этом стационарный участок кривых устанавливается на разных уровнях для меди и для латуни. Это мож-

но объяснить тем, что температура нагрева латунных слитков меньше, чем медных, примерно на $150...200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Вместе с тем, как видно из рисунка, в начальный период разогрева пресс-шайб разница в ходе графиков меньше $150\text{ }^{\circ}\text{C}$, что трудно объяснить с позиции более высокой теплопроводности меди по отношению к латуни. Это обстоятельство отмечалось выше применительно к нагреву матрицы и объяснено аномально высоким коэффициентом теплопередачи латуни по отношению к меди. На физические характеристики поверхности металла могут оказывать влияние процессы сегрегации, приводящие к диффузии в поверхностный слой металла более низкоплавкого компонента, например цинка.

Также из графиков видно, что амплитуда колебаний температуры пресс-шайбы максимальна при первых циклах прессования и может достигать $250\text{ }^{\circ}\text{C}$, тогда как в установившемся режиме она составляет $100...150\text{ }^{\circ}\text{C}$. Материал пресс-шайб испытывает меньшие тепловые нагрузки, чем материал матриц, что объясняется возможностью циклической замены этого вида инструмента по ходу прессования.

При прессовании прутков $\varnothing 60\text{ мм}$ температура пресс-шайбы после деформации в установившемся режиме составила $620...650\text{ }^{\circ}\text{C}$ для меди и $430...460\text{ }^{\circ}\text{C}$ для латуни. При прессовании прутков $\varnothing 30\text{ мм}$ температура пресс-шайбы после прессования в установившемся режиме составила $650...680\text{ }^{\circ}\text{C}$ для меди и $470...500\text{ }^{\circ}\text{C}$ для латуни, при этом не меняли размеры и температуры нагрева слитков перед прессованием. Изменился только темп прессования. С $60...70$ прессовок в час он уменьшился до $50...60$ прессовок в час за счет увеличения времени прессования с 15 до 25 секунд.

Ранее был выполнен расчет температурного поля пресс-шайбы при прессовании на прессе 31500 кН трубы размером $46\times 40\text{ мм}$ из латуни Л96; диаметр контейнера 220 мм, исходная температура слитка $900\text{ }^{\circ}\text{C}$. Расчет показал, что наибольший разогрев ($727\text{ }^{\circ}\text{C}$) достигается в зоне наружной кромки торца пресс-шайбы, обращенного к прессуемому металлу. Также отмечено, что при непрерывной работе пресса пресс-шайба разогревается до температуры, близкой к температуре заготовки, перепад температур в рабочем слое достигает в радиальном направлении $75...80\text{ }^{\circ}\text{C}$ и по толщине пресс-шайбы $400...500\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Очевидно, что температура поверхности пресс-шайбы зависит главным образом от температуры нагрева слитков перед прессованием, а также от темпа прессования.

17. Специальные методы прессования

17.1. Сфера применения процесса РКУ-прессования

Улучшение механических характеристик металлов без изменения формы заготовок может быть достигнуто в схемах деформации простым сдвигом при прессовании, закручиванием заготовки в контейнере, схемы этих процессов показаны на рис. 17.1.

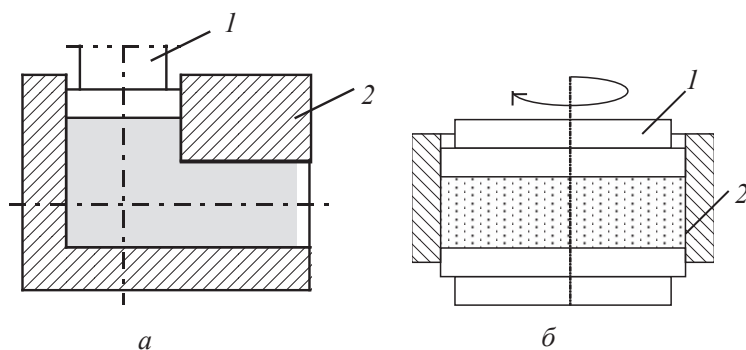


Рис. 17.1. Схемы деформации заготовок с сохранением формы:

а — угловое прессование; *б* — закручивание в контейнере: 1 — пуансон; 2 — контейнер

Благодаря идентичности формы заготовки до и после деформирования создаются предпосылки для циклической многократной деформации без ограничения количества циклов. Принцип суперпозиции позволяет накапливать деформацию и изучать эффект такого накопления. В результате В. М. Сегалом и другими исследователями для некоторых материалов достигнуты высокие значения потребительских свойств, что позволяет надеяться на перспективность этих методов.

17.2. Физическое представление процесса РКУ-прессования

Для физического моделирования использовали инструментальную оснастку, состоящую из пуансона 1 (рис. 17.1, *а*) и контейнера 2 с двумя взаимно перпендикулярными каналами диаметром 10 мм [58].

В качестве модельных материалов использовали свинец. Для установления относительных величин перед каждым экспериментом из заготовки данной плавки изготавливали цилиндрические образцы и испытывали их на сжатие с последующим построением кривой упрочнения. Характер зависимости сопротивления деформации σ_s от степени деформации соответствовал кривой с насыщением. Поскольку степени деформации при прессовании довольно значительны, то в расчетах принимали значение s_s максимальное на кривой.

Моделирование собственно углового прессования проводили на разъемных образцах двух типов. Образцы с продольной плоскостью разреза изготавливались осадкой предварительно отпрессованной круглой заготовки в штампе с полукруглой гравюрой (рис. 17.2, а), два полученных таким образом полуцилиндра соединялись; до этого на плоскость разреза одного из них с помощью штангенрейсмаса наносились линии координатной сетки с шагом 1 мм. Дисковые образцы (второй тип) диаметром 10 мм и толщиной 4 мм изготавливались прокаткой ленты и последующей вырубкой из нее заготовок в вырубном штампе.

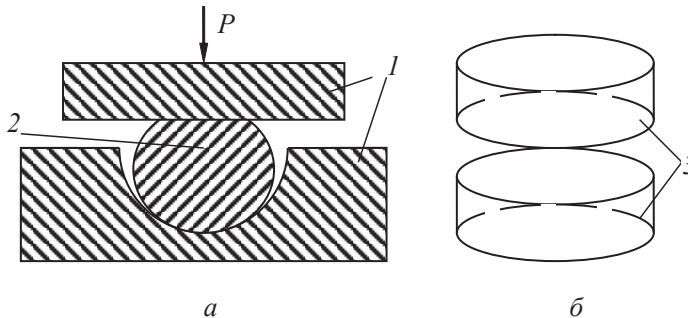


Рис. 17.2. Схема получения разъемных образцов: а — штамповка полуцилиндра: 1 — штамповая оснастка; 2 — заготовка; б — сборка дисков: 3 — дисковые образцы

Деформация составных образцов выполнялась на испытательной машине УИМ10 с фиксацией усилия по динамометру. Зависимость усилия в функции перемещения пуансона x трансформировали в безразмерную форму записи: «коэффициент напряженного состояния n_σ — безразмерное перемещение \bar{x} », последние величины рассчитывали по формулам:

$$n_\sigma = \frac{4 \cdot P}{\sigma_s \cdot \pi \cdot D^2}; \quad \bar{x} = \frac{x}{D}. \quad (1)$$

Экспериментальные данные, приведенные к безразмерному виду, представлены на рис. 17.3. Напряжения и усилия прессования в функции хода пуансона достигают максимума при перемещении, равном половине диаметра (нестационарная стадия), после чего наблюдается непрерывное уменьшение энергосиловых параметров. Монотонное возрастание энергосиловых параметров обусловлено изменением конфигурации заготовки при заполнении горизонтального канала. Последующее убывание этих величин связано с уменьшением поверхности трения в вертикальном канале.

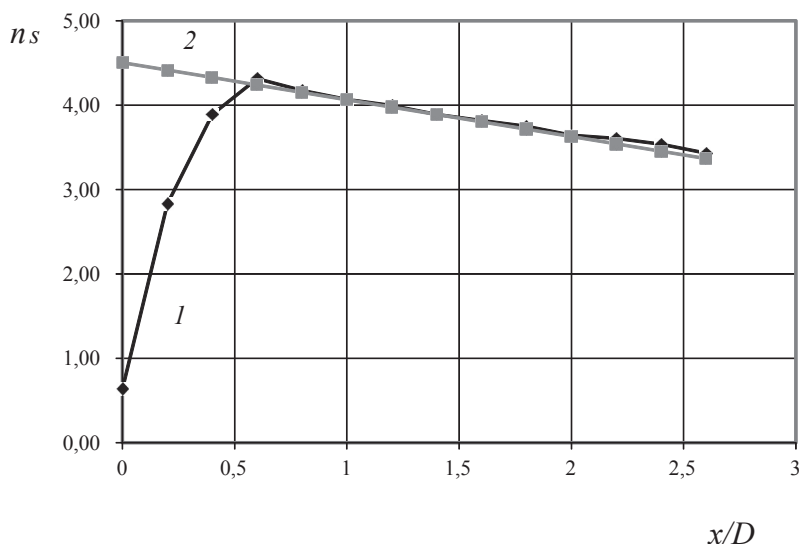


Рис. 17.3. Изменение безразмерного напряжения прессования в функции безразмерного перемещения пуансона:

1 — опытные данные; 2 — расчетные данные

На первый взгляд усилие деформации по ходу процесса изменяться не должно, поскольку мощность внутренних сил при перетекании металла из одного канала в другой не изменяется. Не изменяется также и поверхность трения: уменьшение поверхности в вертикальном канале компенсируется увеличением поверхности трения в горизонтальном канале. Однако во всех опытах зависимость $n_s = f(\bar{x})$ являлась убывающей. Это говорит о том, что уровень напряжений трения в горизонтальном канале оказывается ниже, чем в вертикальном. С позиций задания закона трения по Кулону $\tau = \mu p$ (τ — касательные напряжения, p — нормальные напряжения), при $\mu = \text{const}$ из последнего факта сле-

дует меньший уровень нормальных напряжений в горизонтальном канале по сравнению с вертикальным, что можно объяснить общим затуханием уровня напряжений по мере удаления от активного пуансона как за счет трения, так и за счет смены направления передачи усилия.

Характер распределения деформаций по продольному сечению очага деформации отражен в виде искажений координатной сетки на рис. 17.4. Видно, что горизонтальные линии сетки по мере поступления в очаг деформации становятся наклонными, бывшие вертикальные линии изгибаются по радиусу. В нижней части очага деформации бывшие горизонтальные линии уплотняются, что говорит об интенсивной деформации типа осадки.

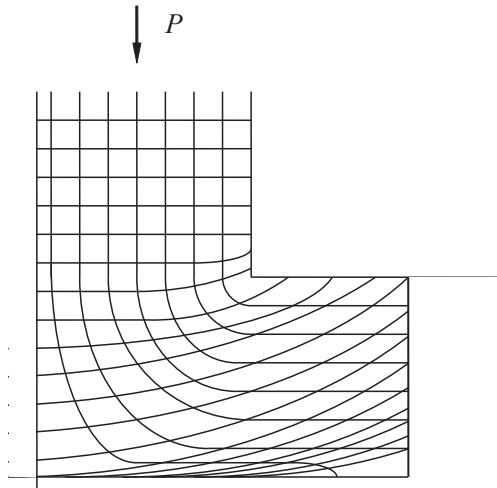


Рис. 17.4. Характер искажений линий координатной сетки в продольном сечении образца

Начальный нестационарный режим прессования удобнее рассмотреть на примере искажения дискового образца, вышедшего за пределы очага деформации. Первый по ходу прессования диск подвергается крайне неравномерной деформации: толщина h_k в диаметральном сечении оказалась практически равна толщине исходного диска, однако задняя часть диска деформирована очень сильно.

Стационарная стадия характерна для прессования большей части заготовки, поэтому остановимся на ее более подробном описании.

Диски в стационарной стадии прессования превращались в овальные в плане заготовки, имеющие утолщение в передней части и утол-

нение в задней части. С помощью штангенрейсмаса измеряли толщину h овального диска вдоль длинной оси овала, такие же измерения провели для периферии овала. Поперечную деформацию диска оценивали по формуле

$$\varepsilon = \ln \frac{h_0}{h}, \quad (2)$$

где h_0 — исходная толщина диска.

Полученные данные ставили в соответствие с относительной координатой y/l , где y — расстояние сечения от тонкой кромки диска; l — длина диска после деформации, и построили график (рис. 17.5) отдельно для центральной и периферийной частей диска. Обращает на себя внимание очевидная неравномерность деформации: отношение максимальной и минимальной величин ε достигает четырехкратного значения. Наибольшей деформации подвергаются слои заготовки, примыкающие к донной части заготовки, наименьшая деформация наблюдается с противоположной стороны. Для периферии заготовки такая зависимость остается справедливой, но высокие значения деформаций обнаруживаются на большей части заготовки.

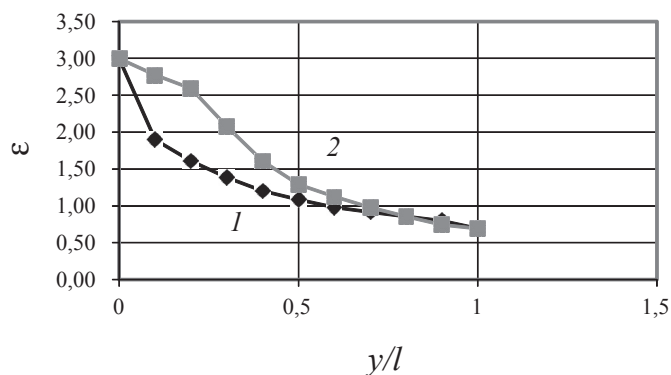


Рис. 17.5 График зависимости поперечной деформации диска в функции безразмерной продольной координаты:

1 — центр диска; 2 — периферия диска

Выполненное исследование характера деформаций позволяет представить угловое прессование как процесс последовательной осадки слоев заготовки с уширением этих слоев в сторону горизонтального канала. При этом нижние слои деформируются гораздо сильнее верхних, что приводит к большой неравномерности деформации. Одно-

временно слои претерпевают дополнительный сдвиг, усиливающий нагартовку металла. Характер деформации приближен к плоскому случаю, поскольку ширина диска изменяется. Если пренебречь дополнительной сдвиговой компонентой, то приращение степени деформации сдвига за счет плоской осадки дисков можно оценить как

$$\Delta\Lambda = 2 \cdot \ln \frac{h_0}{h} \quad (3)$$

Рассчитанная по последней формуле нижняя оценка приращения степени деформации сдвига заключена в пределах 1,4...6. Среднеинтегральная величина этой характеристики, определенная из графика на рис. 17.6 по формуле

$$\Delta\Lambda_{\text{cp}} = \frac{1}{l} \cdot \int_0^l \Delta\Lambda dy, \quad (4)$$

составляет 2,6.

В нижней части очага деформации можно выделить зону очень интенсивных деформаций, характер течения металла здесь приближен к схеме среза.

17.3. Математическое описание процесса РКУ-прессования

Рассмотрим очаг деформации углового прессования (рис. 17.7) при плоском деформированном состоянии. Прессуемый материал поступает в область смены направления движения под прямым углом. Допустим, что заготовка разделена линией АВ, являющейся линией разрыва скоростей, на две жесткие части: недеформированную 1 и прошедшую деформацию 2. Введем две декартовых системы координат: xOz , в которой оси совпадают с осями перпендикулярно выполненных каналов устройства, и τOn , в которой ось направлена по касательной к линии АВ, а ось n — по нормали к ней.

Границу АВ представим как предельное положение бесконечно тонкого слоя толщиной Δn . Вектор скорости v_z перемещения недеформированного металла через эту границу представим в виде его проекции на ось τ — v_τ^- и проекции на нормаль n — v_n^- .

$$v_{\tau}^{-} = -v_x \cdot \sin \alpha ; \quad (5)$$

$$v_n^{-} = +v_x \cdot \cos \alpha . \quad (6)$$

Определим также проекции на оси τ (v_{τ}^{+}) и n (v_n^{+}) вектора скорости v_z , с которой металл перемещается по горизонтальному каналу:

$$v_{\tau}^{+} = +v_z \cdot \cos \alpha ; \quad (7)$$

$$v_n^{+} = +v_z \cdot \sin \alpha . \quad (8)$$

Выбранное поле скоростей удовлетворяет условию непрерывности нормальной составляющей $v_n^{+} = v_n^{-}$, поскольку должно выполняться условие несжимаемости:

$$v_z \cdot AB \cdot \sin \alpha = v_x \cdot AB \cdot \cos \alpha \text{ или } v_z = v_x \cdot \operatorname{ctg} \alpha . \quad (9)$$

Разрыв в касательной составляющей скорости на линии AB составит

$$\Delta v_{\tau} = v_{\tau}^{+} - v_{\tau}^{-} = v_z \cdot \cos \alpha + v_x \cdot \sin \alpha = v_x \cdot (\operatorname{ctg} \alpha \cdot \cos \alpha + \sin \alpha) \quad (10)$$

Компонента $\xi_{n\tau}$ тензора скоростей деформации сдвига из кинематических соотношений записывается как

$$\xi_{n\tau} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_n}{\partial \tau} + \frac{\partial v_{\tau}}{\partial n} \right) = \frac{1}{2} \frac{\partial v_{\tau}}{\partial n} , \quad (11)$$

здесь учтено равенство нулю производной нормальной компоненты скорости из-за ее непрерывности.

С учетом предыдущей записи интенсивность скоростей деформации сдвига на линии разрыва определяется как

$$H = 2 \cdot \xi_{n\tau} = \frac{\partial v_{\tau}}{\partial n} = \frac{v_x}{\partial n} (\operatorname{ctg} \alpha \cdot \cos \alpha + \sin \alpha) \quad (12)$$

и может быть оценена как бесконечно большая величина.

Однако приращение координаты по нормали может быть оценено как путь, пройденный частицей со скоростью v_n за бесконечно малое время dt , вследствие чего удастся оценить приращение степени деформации сдвига $\Delta\lambda$, полученное частицей при таком переходе:

$$\Delta\lambda = \int_0^t H dt = \int_0^t \frac{v_x}{\partial\tau \cdot dn} (\operatorname{ctg}\alpha \cdot \cos\alpha + \sin\alpha) \frac{dn}{v_x \cdot \cos\alpha} = \operatorname{ctg}\alpha + \operatorname{tg}\alpha. \quad (13)$$

В частном случае при равноканальном прессовании $\alpha = 45^\circ$ и из последней формулы $\Delta\lambda = 2$, что несколько ниже, чем среднеинтегральное приращение деформации, определенное опытным путем.

Следует отметить, что в описанной выше экспериментальной части работы было выявлено наличие в нижней части очага деформации зоны среза, что должно быть учтено при дальнейшем построении математической модели.

Для определения энергосиловых параметров воспользуемся уравнением баланса мощностей внешних и внутренних сил:

$$N_1 = N_2 + N_3 + N_4, \quad (14)$$

где N_1 — мощность внешних сил, подводимая извне; N_2 — мощность сил среза на поверхности AB ; N_3 — мощность сил трения; N_4 — мощность сил трения или среза в нижней части очага деформации.

Мощности можно выразить через параметры процесса:

$$N_1 = P \cdot v_x = p \cdot F_1 \cdot v_x, \quad (15)$$

$$N_2 = \int_{F_{\text{ср}}} \tau_s \cdot \Delta v_\tau \cdot dF = \frac{\tau_s \cdot \Delta v_\tau \cdot F_1}{\cos\alpha} = \frac{\sigma_s \cdot F_1 \cdot v_x \cdot (\operatorname{ctg}\alpha + \operatorname{tg}\alpha)}{\sqrt{3}} \quad (16)$$

$$N_3 = \int_{F_{\text{тр}}} \psi \cdot \tau_s \cdot v_x \cdot dF = \psi \cdot \sigma_s \cdot l_1 \cdot B \cdot v_x / \sqrt{3}, \quad (17)$$

$$N_4 = \int_{F_{\text{нсп}}} \psi_{\text{н}} \cdot \tau_s \cdot v_z \cdot dF = \psi_{\text{н}} \cdot \tau_s \cdot v_x \cdot \pi \cdot \frac{D^2}{2}, \quad (18)$$

где p — нормальное давление на пуансоне; $F_1, F_{\text{ср}}, F_{\text{тр}}, F_{\text{нсп}}$ — площади сечения канала контейнера, среза на линии AB , трения в кон-

тейнере и среза в нижней части очага деформации соответственно; $\sigma_s = \tau_s \cdot \sqrt{3}$ — сопротивление деформации; τ_s — сопротивление деформации на сдвиг; B — характерный поперечный размер, для плоской деформации; B — ширина контейнера, для осесимметричной деформации $B = \pi \cdot D$; D — диаметр канала (заготовки); ψ и ψ_n — коэффициенты трения по Зибелю на стенке контейнера и в нижней части очага деформации; l_1 — длина поверхности трения в контейнере, в первоначальный момент она равна длине заготовки.

В уравнении (14) для подсчета мощности N_4 могут быть использованы несколько вариантов. При использовании закона Зибеля и допущении о равномерном распределении касательных напряжений в горизонтальном канале следует формула

$$N_4 = \tau_k \cdot v_z \cdot \pi \cdot D \cdot l,$$

где l — длина поверхности трения (она увеличивается по мере выпрессовывания заготовки в канал 2); $\tau_k = \psi_n \tau_s$ — контактные касательные напряжения на поверхности канала 2.

Такой подход не учитывает того, что металлы при деформации не передают, подобно жидкостям, давление в полной мере при изменении направления их перемещения, в связи с последним в области 2 контактные касательные напряжения окажутся намного меньше, чем в области 1, поэтому по Зибелю для этой области коэффициент трения окажется намного ниже, величина его будет неизвестной. В уравнении (18) допущено, что поверхность трения в нижней части очага деформации имеет длину, равную полуокружности канала, и ширину, равную диаметру канала. Из решения инженерным способом следует, что коэффициент трения по Зибелю на перпендикулярных относительно передачи усилия стенках инструмента снижается на порядок относительно коэффициента трения по Зибелю на поверхности активного инструмента. Именно поэтому принято решение ограничиться рассмотрением поверхности трения горизонтального канала лишь участком, обращенным к поверхности активного пуансона, считая, что в собственно горизонтальном канале напряжения интенсивно затухают и ими можно пренебречь.

В горизонтальном канале нормальные напряжения намного меньше, чем в вертикальном, поэтому потерями мощности на трение здесь можно пренебречь. Из уравнения баланса мощностей получим

$$p = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \left(\operatorname{ctg} \alpha + \operatorname{tg} \alpha + \psi \cdot \frac{l_1 \cdot B}{F_1} + 2 \cdot \psi_H \right) \quad (19)$$

В частном случае при равноканальном прессовании $\alpha = 45^\circ$ и из последнего уравнения

$$p = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \left(2 + \psi \cdot \frac{l_1 \cdot B}{F_1} + 2 \cdot \psi_H \right), \quad (20)$$

в том же случае при круглом контейнере $\frac{l_1 \cdot B}{F_1} = \frac{l_1}{D} \cdot \frac{4 \cdot D \cdot \pi \cdot D}{\pi \cdot D^2} = 4 \cdot \frac{l_1}{D}$, в результате получим

$$p = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \left(2 + 4 \cdot \psi \cdot \frac{l_1}{D} + 2 \psi_H \right) = 1,15 \cdot \sigma_s \cdot \left(1 + 2 \cdot \psi \cdot \frac{l_1}{D} + \psi_H \right) \quad (21)$$

или в относительных величинах

$$n_\sigma = \frac{p}{\sigma_s} = 1,15 \cdot \left(1 + 2 \cdot \psi \cdot \frac{l_1}{D} + \psi_H \right). \quad (22)$$

Если процесс осуществляется без трения в обоих каналах прессования, то из последней формулы следует, что

$$p = 1,15 \cdot \sigma_s, \quad (23)$$

что совпадет с известными решениями при анализе равноканального обратного прессования, при неподвижной относительно контейнера заготовке.

Для сравнения расчетных данных с опытными определяли сопротивление деформации по методике осадки цилиндрических образцов и рассчитывали коэффициент трения по изменению усилия прессования в ходе процесса. Из-за уменьшения поверхности трения в вертикальном канале снижение усилия прессования составляет величину

$$\Delta P = P_2 - P_1 = \psi \cdot \Delta l \cdot \tau_s \cdot \pi \cdot D, \quad (24)$$

где P_1 и P_2 — два измеренных по динамометру прессы усилия при длине хода пуансона, равной Δl .

Из формулы (24) следует, что коэффициент трения по Зибелю на стенках контейнера равен

$$\psi = \frac{\sqrt{3} \cdot \Delta P}{\Delta l \cdot \sigma_s \cdot \pi \cdot D}. \quad (25)$$

После построения кривой упрочнения для свинца в заданных скоростных условиях деформации было принято решение назначить $\sigma_s = 36$ МПа. В условиях прессования без применения смазки поверхности при чистоте канала нимоникового контейнера, достигнутой прохождением развертки, обеспечено значение $\psi = 0,19$. Поскольку в экспериментальной части работы были выявлены контактные условия на нижней части очага деформации, близкие к срезу, то приняли значение $\psi_n = 1$. На рис. 17.3 совместно с опытными значениями относительного напряжения прессования построена зависимость, рассчитанная по уравнению (22). Из сравнения опытных и расчетных данных следует, что предлагаемая модель процесса адекватна опытной (расхождение опытных и расчетных данных в стационарной стадии процесса составило не более 2,5 %).

Идеализированное теоретическое описание течения металла при угловом прессовании удовлетворительно характеризует процесс по энергосиловым параметрам.

В то же время, как следует из анализа опытных данных, при технологическом использовании такого способа деформирования следует проявить известную осторожность. Прежде всего возникают трудности в формировании благоприятной структуры и свойств металла из-за существенной неравномерности деформации по сечению отпрессованной заготовки. Эта неравномерность не описывается в современных теоретических исследованиях и может быть учтена только с помощью эмпирических зависимостей, полученных для конкретных случаев обработки. Кроме того, при осуществлении углового прессования наблюдается неравномерность деформации и по длине заготовки. Анализируя картину деформированного состояния, например методами, описанными выше, можно сделать вывод о существенной нестационарности всего процесса. Поскольку угловое прессование сводится

к осадке заготовки на дне вертикального канала с боковым односторонним истечением, легко понять, что на дне вертикального канала наблюдается непрерывное сгущение поперечных линий координатной сетки. Таким образом, для выравнивания степени деформации по объему заготовки остается прибегнуть к многоциклового угловому прессованию; этому благоприятствует сохранение площади поперечного сечения заготовки после каждого цикла прессования. При стремлении к равномерному распределению деформации в организации технологического процесса следует менять не только направление прессования, но и угловое положение заготовки в канале.

17.4. Конформ-процесс

Конформ-процесс как разновидность метода прессования [59] представляет собой деформацию заготовки, помещенной в ручей вала 1 (рис. 17.6). Ручей замкнут на участке дуги деформации замыкающим элементом 2 и упором 3. При вращении вала напряжения трения захватывают заготовку 5 и выдавливают ее через отверстие матрицы 4 с получением изделия 6.

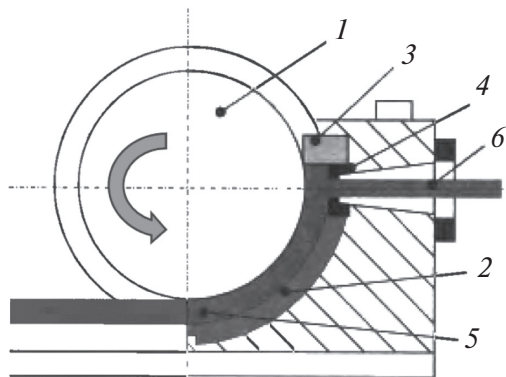


Рис. 17.6. Схема процесса CONFORM:

1 — валок; 2 — замыкающий элемент; 3 — упор; 4 — матрица;
5 — заготовка; 6 — пресс-изделие

Первый патент на процесс получила в 1971 г. фирма ADVANCED METAL FORMING GROUP, относящаяся к атомной промышлен-

ности Великобритании. Таким образом, это один из самых молодых видов процесса прессования. Процесс освоен для прессования меди, алюминия и их сплавов. Существуют варианты процесса для формирования порошков, а также совмещения с процессом отливки исходной заготовки.

17.5. Прессование с активным действием сил трения

Напряжения трения в процессах ОМД играют, как правило, негативную роль, повышая расходы энергии на осуществление операций, вызывая появление дополнительной неравномерности деформации и т. д. Известен факт нейтрализации вредного действия напряжений трения при переходе от прямого метода прессования к обратному прессованию. В последнем методе заготовка не перемещается относительно контейнера, поэтому затраты на трение становятся равными нулю. Следующий шаг в технологии был предпринят для создания положительного эффекта от действия сил трения на поверхности контейнера: эти силы должны не мешать, а помогать процессу выдавливания заготовки. В наиболее простом случае контейнер пресса перемещают в направлении выдавливания заготовки со скоростью, превышающей скорость перемещения пуансона. В технической литературе появилась аббревиатура АДСТ — прессование с активным действием сил трения [60].

На рис. 17.7 показано, что скорость перемещения контейнера превышает скорость перемещения пуансона, что создает активные напряжения трения, действующие в направлении прессования.

Тем самым энергия для осуществления процесса поступает от двух источников — от привода пресса и привода контейнера.

Дальнейшим развитием процесса явились разработки, в которых отпала необходимость осуществления привода пуансона. На рис. 17.8 приведен вариант процесса, в котором активные напряжения трения увлекают за собой заготовку и выдавливают ее через матрицу. Отказ от применения пуансона позволяет избавиться от такого недостатка прессования, как ограниченность длины заготовки. Действительно, современные литейные установки способны получать заготовки неограниченной длины, а в существующих про-

цессах прессования вынуждены резать заготовки на мерные длины, что приводит к повышенным отходам в пресс-остаток и снижает выход годного.

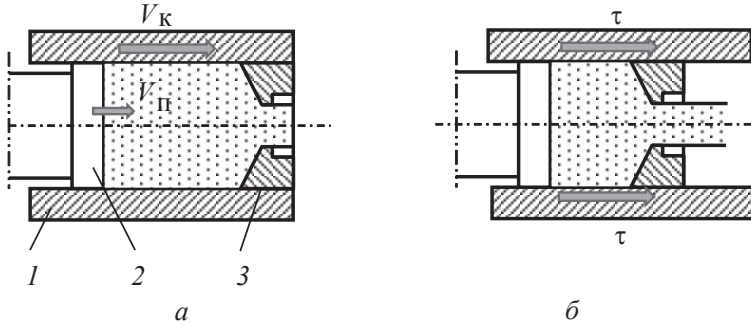


Рис. 17.7. Различия в скоростях перемещения пуансона и контейнера при АДСТ-прессовании (а) и возникновение активных напряжений трения (б)

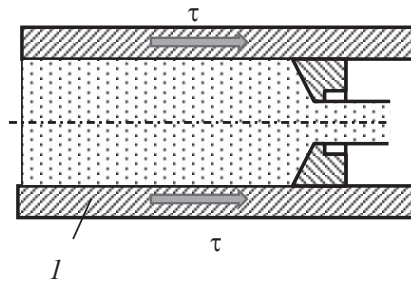


Рис. 17.8. Отказ от перемещения пуансона и переход к прессованию бесконечно длинной заготовки

Свой недостаток есть и у последней схемы: необходимо каким-либо способом возвращать контейнер в исходное положение. Это осуществляется, например, разжимом стенок контейнера, перемещением их в исходное положение и повторением процесса прессования.

18. Применение метода конечных элементов для анализа напряженно-деформированного состояния прессования

Подробное изложение вариантов решения краевых задач прессования представлено в учебном пособии [61].

18.1. Постановка задачи

Для анализа напряженно-деформированного состояния процесса прессования использована система анализа процессов пластического деформирования РАПИД-2D, разработанная сотрудниками УГТУ — УПИ (ныне УрФУ) Е. Г. Полищуком и Д. С. Жировым и описанная в учебном пособии [62].

Создатели системы предложили использовать ее для моделирования, анализа, разработки и оптимизации технологических процессов горячей объемной штамповки в осесимметричной постановке. Задача решается методом конечных элементов треугольной формы. Здесь приведены примеры применения системы для анализа процесса горячего прессования.

Общими параметрами, характеризующими процесс горячей штамповки и прессования, являются:

- наличие деформируемой среды, обладающей вязкими свойствами;
- наличие деформирующего инструмента, обладающего свойствами отъема тепла от горячей заготовки;
- наличие развитых поверхностей трения;
- осесимметричная постановка краевой задачи.

Различия указанных процессов заключаются в следующем.

- В отличие от штамповки, прессование сопровождается большими вытяжками, поэтому большая часть деформируемого материала постоянно покидает очаг деформации, «унося» с собой

большую часть конечных элементов. Оставшихся в пластической зоне конечных элементов не хватает для обеспечения нормальной точности вычислений.

- Вследствие больших коэффициентов вытяжек происходит значительное обновление контактных поверхностей, что должно сказываться на характеристиках трения и теплообмена.
- Как правило, прессование характеризуется наличием жестких зон и соответственно поверхностей среза.
- По сравнению со штамповкой вследствие гораздо более значительных степеней деформации тепловыделение в отдельных зонах настолько велико, что может приводить к пережогу или даже расплавлению металла. В то же время из-за окружения очага деформации инструментами (матрицей, контейнером, пресс-шайбой) наблюдается значительный теплообмен и возможно захлаживание отдельных приконтактных зон.
- В отличие от штамповки прессование имеет стационарную стадию процесса.

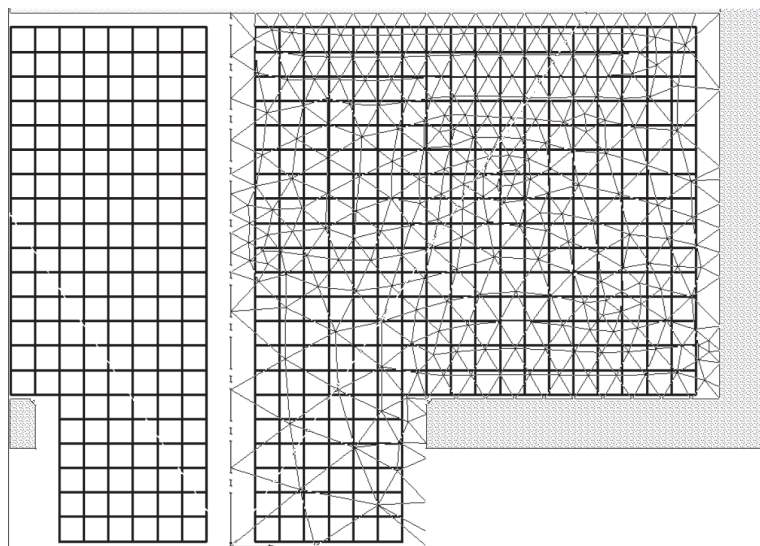


Рис. 18.1. Сетка конечных элементов и координатная сетка в исходной постановке задачи прессования

Анализу подвергнут вариант прессования пресс-изделия диаметром 80 мм с использованием контейнера диаметром 200 мм. Матрица — плоская, с длиной калибрующего пояска 10 мм. Изображение

очага деформации, координатная сетка и сетка конечных элементов представлены на рис. 18.2. Реологические свойства материала (плотность, теплопроводность, кривая упрочнения) соответствовали характеристикам латуни Л90. В базовой постановке показатели трения по Зибелю на всех контактных поверхностях равны единице.

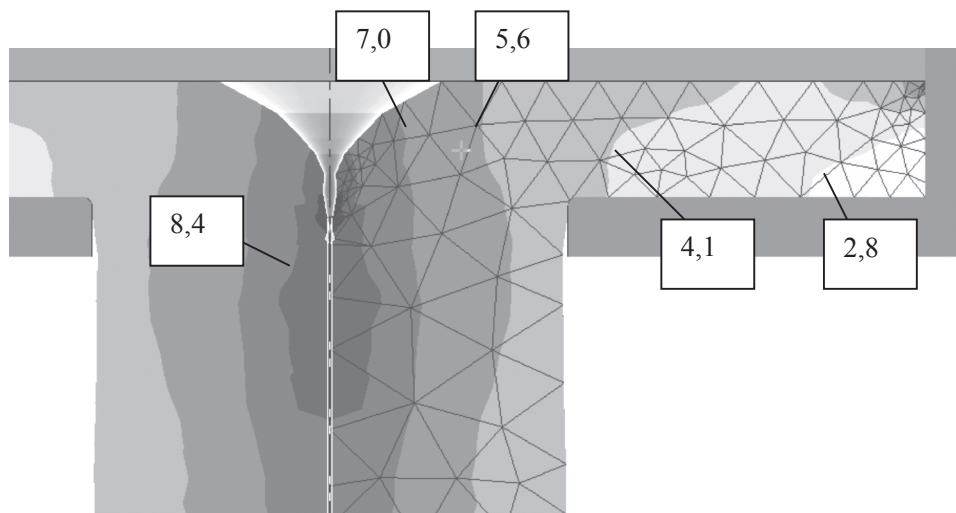


Рис. 18.2. Сетка конечных элементов при формировании пресс-утяжины в изотермическом решении задачи: числа при линиях равного уровня — значения степени деформации сдвига

Высота слоя металла, находящегося в контейнере пресса, при постановке задачи задавалась равной 80 мм (отношение высоты к диаметру заготовки 0,4), что не характеризовало всю длину слитка, так как моделировалась именно конечная стадия прессования. Чтобы учесть влияние нагартовки металла на стационарной стадии процесса и подпирающее действие напряжений трения на матрице, очаг деформации сформирован таким образом, чтобы часть металла заполняла полость матрицы.

Такое упрощение пришлось применить, поскольку процесс прессования происходит при значительных коэффициентах вытяжек. Если бы пришлось решать задачу прессования для достаточно длинного слитка, точности решения невозможно было бы добиться из-за огромного количества конечных элементов, расположившихся в жестких областях, не участвующих в процессе деформации.

18.2. Изотермическая задача прессования

Для того чтобы выяснить влияние температуры на эффекты, возникающие в заключительной стадии прессования, было принято решение выполнить анализ деформированного состояния в изотермической постановке.

Результаты этого решения приведены на рис. 18.2.

В этом варианте решения определены размерные величины $h_{кр} = 26$ мм; $h_{кр2} = 20$ мм и безразмерные критерии $w_1 = h_{кр}/d = 0,325$; $w_2 = h_{кр2}/d = 0,25$; $w_3 = h_{кр}/D = 0,13$; $w_4 = h_{кр2}/D = 0,10$. Полученные данные занесены в табл. 18.1.

Определим степень деформации сдвига при прессовании без учета дополнительных сдвигов вследствие неравномерности деформации по формуле

$$\Lambda_0 = 2\sqrt{3} \cdot \ln \frac{D_k}{D_{\pi}}.$$

При подстановке исходных данных получим $\Lambda_0 = 3,17$. Из рис. 18.2 видно, насколько велика разница между полученным значением и величиной Λ_0 . Степени деформации сдвига оказываются велики в центральной части очага деформации и снижаются до нулевого значения к периферии. Видно также, что даже в этой стадии прессования существуют зоны затрудненной деформации, примыкающие к точке соприкосновения матрицы и стенки контейнера.

Проанализированный случай прессования является идеализированным, он не характерен для производственных условий, поскольку для его осуществления необходимо обеспечить отсутствие теплоотвода от горячего слитка в сторону более холодного прессового инструмента — матрицы, контейнера, пресс-шайбы. К этим условиям можно приблизиться двумя путями: во-первых, нагревом инструмента до температуры прессования, в данном случае до 850°C , что нереально при использовании стального прессового инструмента.

Второй путь заключается в очень быстром осуществлении процесса, с тем чтобы процессы теплопередачи пройти не успели. Однако для этого нужно резко увеличить скорость прессования, что вызовет повышенное тепловыделение в деформируемом металле и приведет к ло-

кальному перегреву или даже пережогу, что недопустимо. Отсюда возникает проблема назначения рациональной скорости прессования.

Для проверки результатов расчета выполнен лабораторный эксперимент. В изотермических условиях отпрессован пруток диаметром 15 мм из контейнера диаметром 40 мм (коэффициент вытяжки 7,1). Выявлено образование пресс-утяжины, достигающей зеркала матрицы при толщине пресс-остатка 3,5 мм, что соответствует показателям $w_2 = h_{кр2}/d = 0,23$; $w_4 = h_{кр2}/D = 0,0875$. Эти показатели оказались близки к расчетным значениям.

18.3. Прессование при подогреве инструмента до одинаковой температуры

В реальной производственной ситуации прессовый инструмент нагрет до определенной температуры, которая может быть различной в зависимости от темпа работы прессовой установки и условий прессования. Рассмотрим случай прессования, когда прессовый инструмент подогрет до одинаковой температуры, а именно 400 °С. Обычно такая температура считается приемлемой для прессового инструмента, выполненного из жаропрочных сталей.

В этом случае следует учитывать условия теплопередачи от металла, нагретого до температуры 850 °С, к поверхности инструмента, нагретого до 400 °С. При задании тепловых граничных условий третьего рода необходимо назначить величину коэффициента теплопередачи α_k .

Существующие исходные данные позволяют получить зависимости α_k лишь в пределах упругого нагружения, т. е. при невысоких значениях нормального напряжения (до 42 МПа). В то же время существует возможность выбора этой характеристики в зависимости от шероховатости поверхности. Более высокие значения α_k достигаются на более гладких поверхностях, что эквивалентно развитию более высоких напряжений. В целом эффект повышения α_k достигается за счет увеличения пятен фактического контакта. Поэтому в данной работе было принято решение использовать экспериментальные данные, характерные для высокой чистоты поверхности, эквивалентной шероховатости по среднему арифметическому отклонению $R_a = 0,32$ мкм. Для пары «сталь — латунь» значения α_k близки к константе, равной 32 кВт/(м² град).

На рис. 18.3 приведены линии изотерм ($^{\circ}\text{C}$) в заключительной стадии прессования при температуре инструмента 400°C . Из рисунка видно, что температура периферийных слоев металла снизилась вследствие охлаждения со стороны более холодных поверхностей инструмента. При этом на контакте с пресс-шайбой температура снизилась примерно на 100°C , для жесткой зоны снижение температуры составило величину до 150°C .

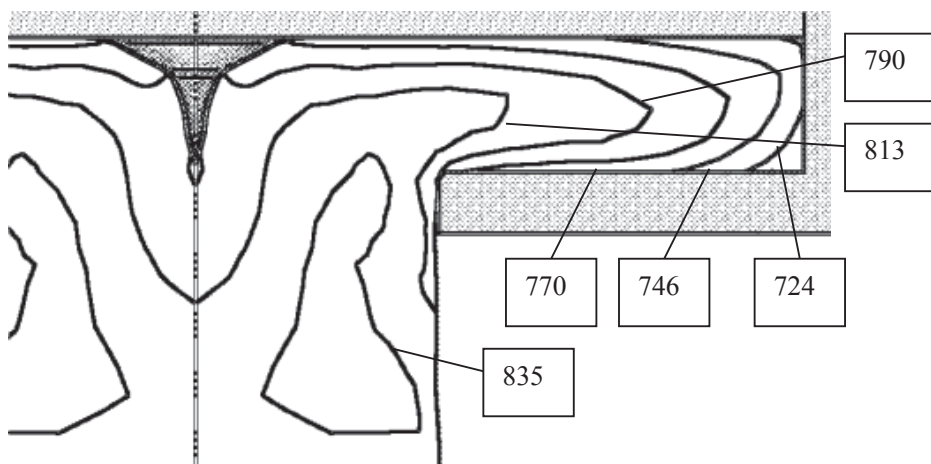


Рис. 18.3. Линии изотерм ($^{\circ}\text{C}$) в заключительной стадии прессования из слитка диаметром 200 мм прутка диаметром 80 мм из латуни Л90 при коэффициенте теплопередачи $32 \text{ кВт}/(\text{м}^2\cdot\text{град})$ и температуре инструмента 400°C

Таблица 18.1

Результаты вычислительного эксперимента по определению моментов появления и развития пресс-утяжины

№ эксперимента	Температура матрицы и контейнера, $^{\circ}\text{C}$	Температура пресс-шайбы, $^{\circ}\text{C}$	Время за- холажива- ния метал- ла, с	$h_{\text{кр}}$, мм	$h_{\text{кр}2}$, мм	w_1	w_2	w_3	w_4
1	850	850	0	26	20	0,325	0,250	0,130	0,100
2	400	400	0	29	22	0,363	0,275	0,145	0,110
3	400	100	0	29	23	0,363	0,287	0,145	0,115
4	400	400	5	26	21	0,325	0,263	0,130	0,105
5	400	100	5	21	15	0,263	0,187	0,105	0,075

В этом варианте решения определены размерные величины $h_{\text{кр}}$ и $h_{\text{кр}2}$, а также безразмерные критерии w_1 , w_2 , w_3 и w_4 (табл. 18.1). Все эти

показатели оказались выше, чем для варианта изотермического прессования. Таким образом, охлаждающее действие инструмента приводит к отсрочке момента образования пресс-утяжины.

18.4. Прессование при разной температуре нагрева инструмента

Вообще говоря, температура различного вида прессового инструмента (матрица, пресс-шайба, контейнер) может оказаться различной вследствие влияния случайных или осознанных действий персонала. Известно большое количество технических решений, направленных на управление температурой за счет устройств подогрева или охлаждения.

При этом преследуются различные цели. Например, при прессовании алюминиевых сплавов существует стремление вывести процесс прессования в рамки изотермической деформации за счет предварительного подогрева иглы, контейнера, матрицы, пресс-шайбы до температуры нагрева слитка. Этот вариант практически невозможен при прессовании медных сплавов, так как теплостойкости инструмента при его нагреве до 700...900 °С не хватит для завершения процесса. В этом случае приходится решать, насколько температура инструмента должна быть ниже температуры деформируемого металла.

Выполненные в производственных условиях измерения показали, что температура инструмента может колебаться в довольно широких пределах — от комнатной до верхней границы работоспособности жаропрочных инструментальных сталей.

Рассмотрим вариант эксплуатации инструмента, при котором контейнер и матрица нагреты до температуры 400 °С, а пресс-шайба — до температуры 100 °С. Результаты расчета этого случая прессования приведены на рис. 18.4. Из рисунка видно, что температура слоев металла, прилегающих в пресс-шайбе, снизилась до 670 °С по сравнению с температурой 724 °С, характерной для предыдущего случая. Несмотря на различный характер распределения температур, резких отличий в формоизменении устья пресс-утяжины не было обнаружено, поскольку снижение температуры примерно на 50 °С не привело к существенному изменению механических свойств деформируемого металла.

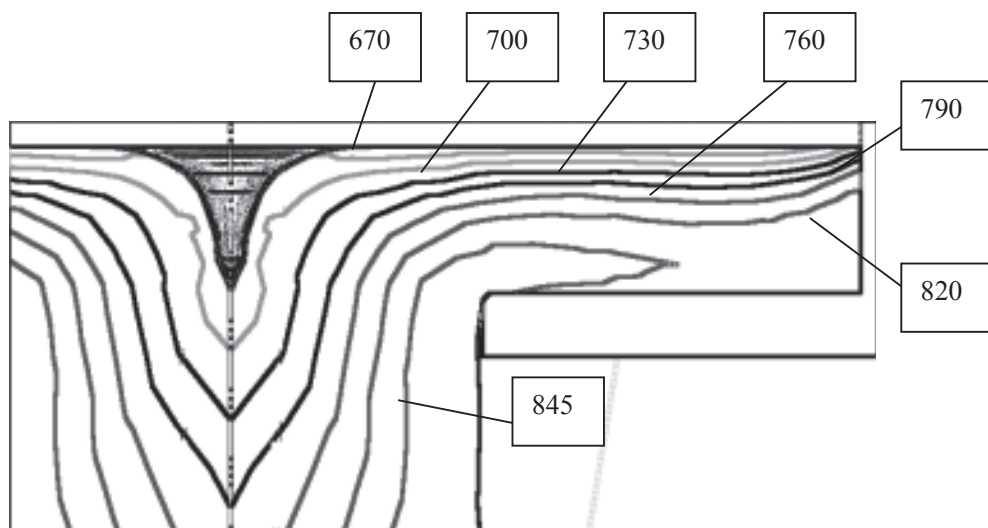


Рис. 18.4. Линии изотерм (°C) в заключительной стадии прессования при коэффициенте теплопередачи 32 кВт/(м²·град), температуре матрицы и контейнера 400 °C и пресс-шайбы 100 °C

В этом варианте решения определены размерные величины $h_{кр} = 29$ мм; $h_{кр2} = 23$ мм и безразмерные критерии $w_1 = h_{кр}/d = 0,363$; $w_2 = h_{кр2}/d = 0,275$; $w_3 = h_{кр}/D = 0,145$; $w_4 = h_{кр2}/D = 0,11$. Несмотря на разницу в постановке граничных условий, все эти показатели оказались примерно равными показателям предыдущего случая.

18.5. Расчет охлаждения металла на предшествующих этапах прессования

В предыдущих постановках краевой задачи одно из начальных условий было сформулировано в виде равномерного распределения температуры перед наступлением заключительного этапа прессования.

Такой прием применяется в большинстве постановок задач прессования. Однако в реальных условиях производства нагретый слиток подвергается остыванию при операциях переноса его из печи в контейнер, распрессовки и в стационарной стадии прессования. Следует учесть тепловые потери, возникающие в течение этих процедур. В транспортных операциях потери тепла теплопроводностью малы

из-за малой теплопроводности воздуха. Наиболее ощутимые потери тепла за счет теплопроводности возникают на стадии распрессовки и последующего стационарного этапа прессования. Допустим, что для выполнения этих операций необходимо затратить 5 с.

Расчетная картина изотерм для этого этапа приведена на рис. 18.5. Изотермы плавно огибают границы очага деформации и располагаются примерно на равном расстоянии от контактных поверхностей. Наибольшее остывание претерпевают слои металла, расположенные в угловых зонах, под суммарным воздействием более холодных поверхностей матрицы и контейнера или контейнера и пресс-шайбы. Как видно из рисунка, градиенты температур оказываются довольно ощутимыми. На контактных поверхностях температура заготовки может уменьшиться до 485 °С, что необходимо учитывать в расчетах.

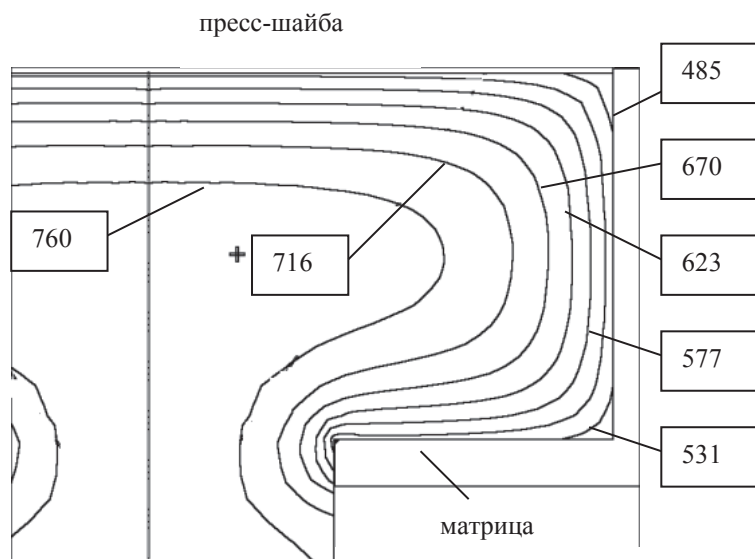


Рис. 18.5. Линии изотерм (°С) после охлаждения слитка в контейнере в течение 5 с и температуре инструмента 400°С

На рис. 18.6 представлено распределение температур после охлаждения слитка в контейнере в течение 5 с, температуре контейнера и матрицы 400 °С и пресс-шайбы 100 °С. Как видно из рисунка, слои металла у пресс-шайбы остыли гораздо сильнее (до 331 °С).

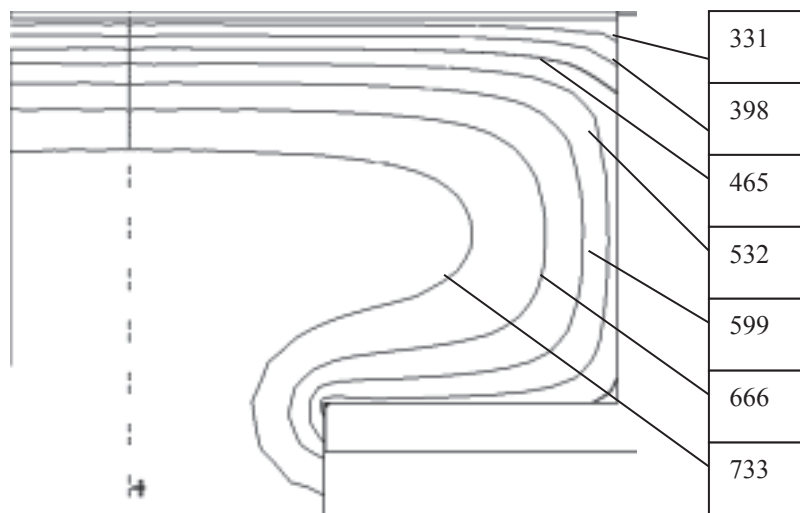


Рис. 18.6. Линии изотерм (°C) после охлаждения слитка в контейнере в течение 5 с, температуре контейнера и матрицы 400°С и пресс-шайбы 100°С

18.6. Расчет температурного поля на заключительном этапе прессования с учетом захлаживания на предыдущих этапах

В этом варианте расчетной процедуры изменен порядок выполнения расчетов, они выполнены в два этапа. На первом этапе рассчитано изменение температур слитка, находящегося в контейнере и охлаждающегося за счет процессов теплопередачи путем теплопроводности.

Расчеты осуществлены при предварительном охлаждении слитка в течение 5 с в двух вариантах: при температуре всего прессового инструмента 400 °С и различных температурах матрицы, контейнера и пресс-шайбы.

На рис. 18.7 представлены изотермы для случая прессования при температуре инструмента 400 °С. Температурный интервал очага деформации находится в пределах 477...615 °С. Это не означает, что весь пруткок был отпрессован при этой температуре. Основная часть прутка покинула очаг деформации гораздо более горячей.

На рис. 18.8 приведено тепловое поле при температуре контейнера и матрицы 400 °С и пресс-шайбы 100 °С. Нижний порог температур здесь оказался ниже, особенно для слоев металла, примыкающих к пресс-шайбе.

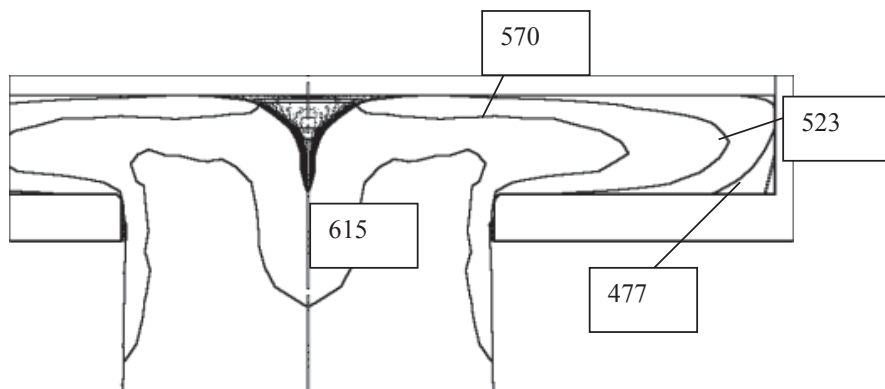


Рис. 18.7. Линии изотерм ($^{\circ}\text{C}$) к моменту заключительной стадии прессования при температуре инструмента 400°C с предварительным охлаждением 5 с

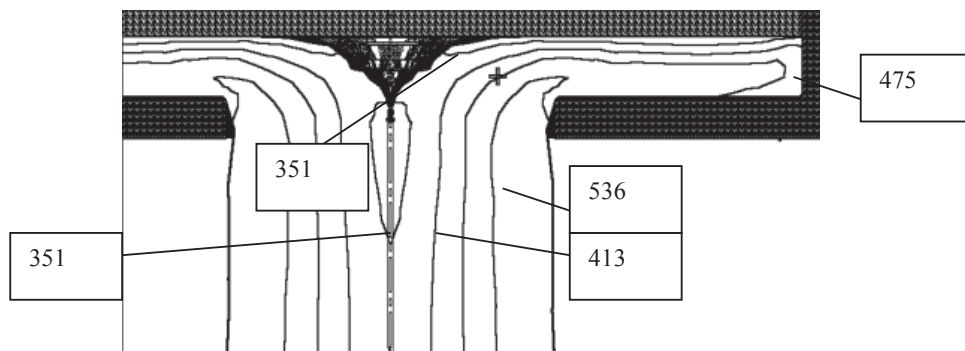


Рис. 18.8. Линии изотерм ($^{\circ}\text{C}$) к моменту заключительной стадии прессования при температуре контейнера и матрицы 400°C и пресс-шайбы 100°C с предварительным охлаждением 5 с

В этом варианте существенно уменьшилась толщина пресс-остатка, при которой возникает пресс-утяжина. По сравнению с вариантом прессования с одинаково нагретым инструментом уменьшение толщины пресс-остатка составляет 19 %.

В производственных условиях толщина пресс-остатка при прессовании малолегированных сплавов меди подчиняется зависимости, отраженной на рис. 18.9. Как видно из этого рисунка, при диаметре контейнера 200 мм величина h_{np}/D составляет 0,16, что меньше величины w_4 , но больше величины w_3 во всех вариантах расчетов. Это говорит о том, что в соответствии с производственной практикой толщина пресс-остатка назначена такой, при которой пресс-утяжина в пресс-остатке уже образовалась, но не вышла за пределы контейнера.

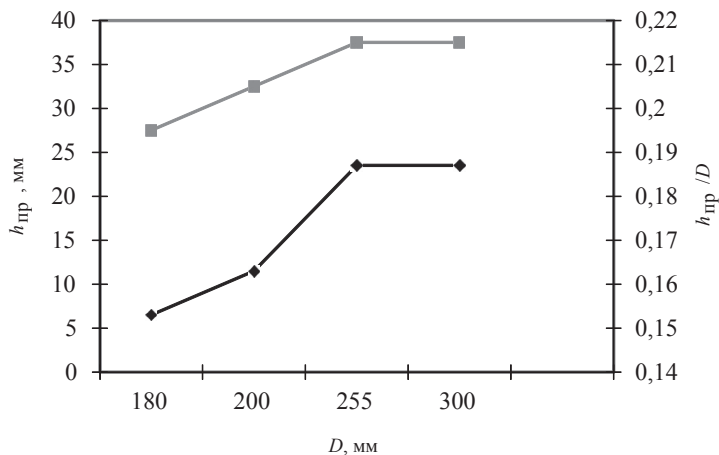


Рис. 18.9. Зависимость средней толщины пресс-остатка $h_{пр}$ (верхняя кривая) и относительной толщины пресс-остатка $h_{пр}/D$ (нижняя кривая) от диаметра контейнера D при прессовании меди

При такой постановке технической задачи выход годной продукции оказывается наибольшим, поскольку не требуется обрезки дефектных концов пресс-изделий, пораженных пресс-утяжиной. Вместе с тем в заводской практике такая обрезка имеет место, поскольку параметры производственных процессов не удается стабилизировать полностью.

Следует отметить, что ранее решенные задачи анализа температурного поля слитков в контейнере прессы описывали тепловые поля в стационарной стадии прессования, а для решения этих задач применялись менее точные аналитические методы.

Таким образом, при прессовании медных сплавов на картину образования пресс-утяжины большое влияние оказывает распределение температур в прессовом инструменте. Управляя этим распределением, можно добиваться улучшения технико-экономических показателей процесса.

18.7. Моделирование напряженного состояния иглы при прессовании трубных заготовок

Как известно, инструмент для прессования металлов работает в чрезвычайно тяжелых условиях. Для некоторых видов прессовой оснастки коэффициенты запаса близки к единице. Актуальным во-

просом является уточнение методик расчета прессового инструмента. Рассмотрим вопрос распределения напряжений вокруг и внутри игл прессовых установок.

Существующие методики расчета игл прессовых установок обладают тем недостатком, что не учитывают реального распределения напряжений, действующих на иглу со стороны деформируемого металла. Кроме того, обычно не учитывается влияние на работоспособность иглы прессовой установки температурных полей, циклически изменяющихся во времени.

Здесь не будут рассматриваться схемы прошивки слитка, характерные для обработки тяжелых цветных металлов. Рассмотрим напряженное состояние иглы прессовой установки в режиме прессования на основе следующей схемы деформации.

Полый слиток 1 (рис. 18.10) размещен в контейнере 2 прессовой установки. В полости слитка расположена игла 3, передний конец которой выступает за пределы матрицы 4. Движением пуансона 5 через прессшайбу 6 сила прессования передается на слиток, благодаря чему через матрицу 4 выдавливается трубная заготовка 7 наружным диаметром D_T .

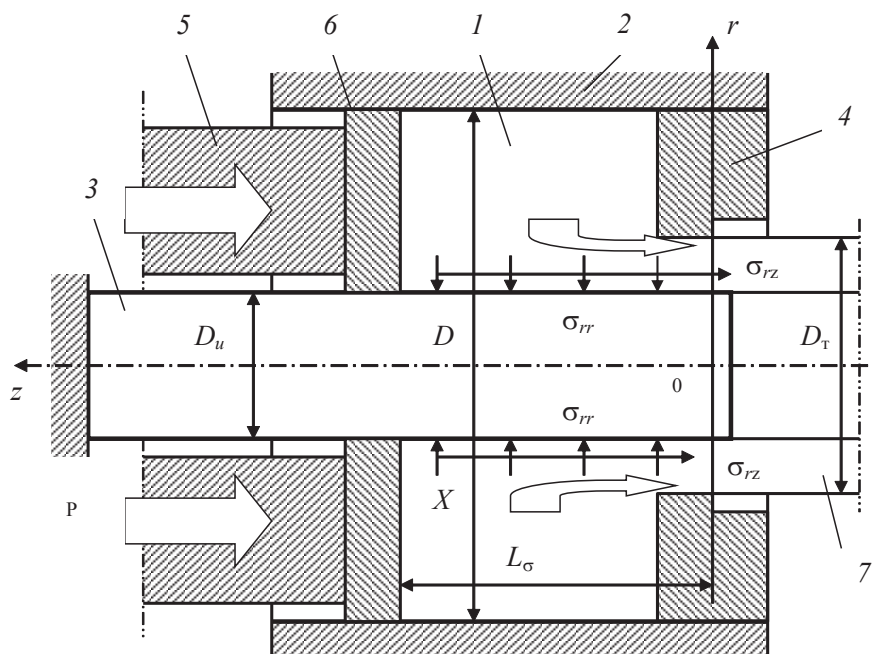


Рис. 18.10. Расчетная схема нагружения иглы прессовой установки (обозначения в тексте)

Схема может быть реализована в вариантах с закрепленной и с подвижной иглой. В первом случае игла удерживается устройством фиксации, во втором случае игла может перемещаться под воздействием металла, вытекающего через отверстие матрицы и имеющего скорость в диапазоне от скорости перемещения пуансона до скорости истечения металла.

На различных участках иглы действуют различные напряжения, их характер и схема воздействия определяют работоспособность иглы. Часть иглы, выступающая за пределы плоскости выхода металла из матрицы, испытывает малый уровень напряжений, возникающих на этом участке вследствие трения отпрессованной заготовки об эту часть иглы. Допустим, что на этой части иглы не создается значимых напряжений, влияющих на напряженное состояние иглы в целом.

Часть иглы, примыкающая к иглодержателю и размещенная вне очага деформации, передает напряжения от очага деформации на иглодержатель, но в этой части дополнительных напряжений не возникает. Вместе с тем в этой части иглы могут быть выявлены опасные сечения, в которых возможно разрушение тела иглы. Это связано большей частью с концентраторами напряжений около винтовой нарезки, соединяющей иглу с иглодержателем.

В зоне воздействия деформируемого металла на поверхность иглы возникает сложное напряженное состояние. Его можно представить в виде действия напряжений сжатия $\sigma_{rr}|_{r=D_H/2}$ и напряжений трения $\sigma_{rz}|_{r=D_H/2}$ со стороны металла слитка. Величина этих напряжений переменна и зависит от параметров прессования. Напряжениями сжатия в расчетах иногда пренебрегают, считая, что они действуют ортогонально оси прессования и не создают вектор силы, направленной на разрыв иглы. Вместе с тем величина напряжений сжатия намного больше величины напряжений трения и при оценке эквивалентного напряжения вклад напряжений сжатия окажется большим.

Для оценки напряжений на игле поставлена краевая задача прессования трубной заготовки сплава АД31, имеющей наружный диаметр 120 мм, внутренний диаметр 80 мм из полого слитка диаметром 370 мм. Задача решалась методом конечных элементов с помощью программного модуля РАПИД-2D, разработанного в УГТУ—УПИ (© Полищук Е. Г., Жиров Д. С., 2000—2004), ныне УрФУ, для решения задач пластического формоизменения вязких сред в осесимметричной постановке.

Характер воздействия на поверхность иглы напряжений зависит от степени упрочнения металла, которое можно оценить степенью деформации сдвига Λ . Если учитывать только изменение формы заготовки, то эта величина оценивается простой формулой вида

$$\Lambda_0 = \sqrt{3} \ln \frac{D^2 - D_{\text{и}}^2}{D_{\text{т}}^2 - D_{\text{и}}^2}.$$

В условиях решенной задачи коэффициент вытяжки равен 16,3 и степень деформации сдвига $\Lambda_0 = 2,8$. В решении задачи получены несколько большие величины: на выходе из матрицы в стенке трубной заготовки степень деформации сдвига имеет значение в среднем 5,2, что объясняется учетом дополнительных сдвигов, характерных для прессования. Распределение степени деформации сдвига внутри очага деформации представлено на рис. 18.11.

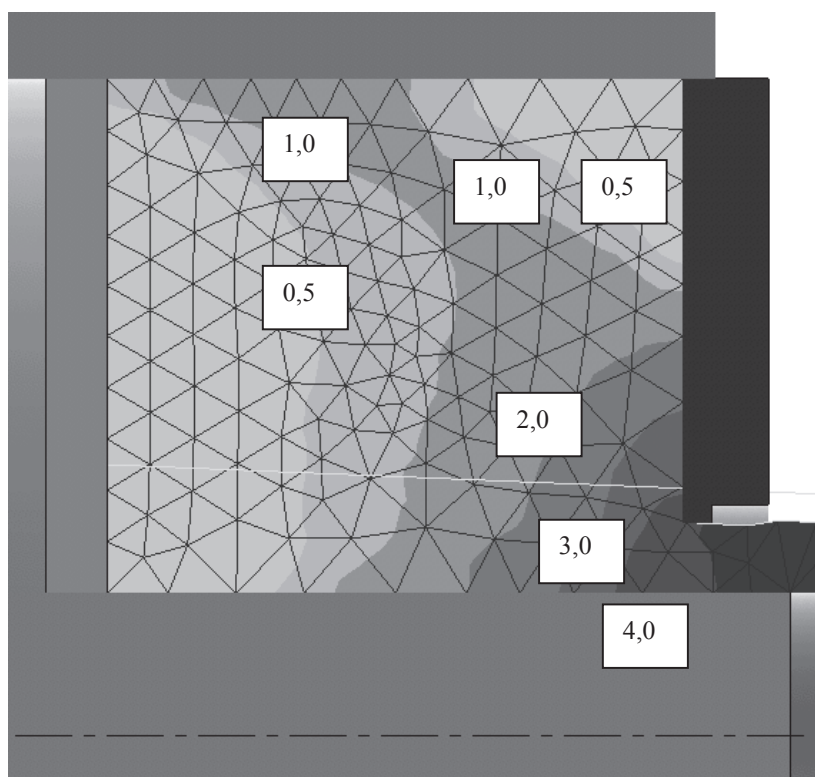


Рис. 18.11. Сетка конечных элементов и распределение степени деформации сдвига в очаге деформации (числа в прямоугольных рамках)

Анализ полученных данных показывает, что степень деформации сдвига вдоль поверхности иглы увеличивается от нуля до максимального значения, что нужно учитывать при определении напряжений трения на игле.

Действительно, при прессовании принято оценивать напряжения трения по закону Зибеля, а не Амонтона, поскольку нормальные напряжения слишком велики. В соответствии с законом Зибеля напряжения трения зависят от сопротивления деформации, а оно, в свою очередь, от степени деформации, поэтому распределение степени деформации вдоль поверхности иглы имеет значение. В соответствии с полученными данными степень деформации в направлении выхода металла из матрицы увеличивается, что должно приводить к увеличению напряжений трения.

Одна из главных целей, сформулированных в постановке задачи, — определение характера распределения напряжений, нормальных по отношению к боковой поверхности иглы. Решение осуществлялось пошаговым методом. Довольно значительный объем вычислений пришлось на начальную нестационарную стадию прессования. О наступлении стационарности судили по выравниванию характеристик деформированного состояния вдоль оси трубной заготовки.

На рис. 18.12 изображено полученное в решении распределение напряжений сжатия $s_{rr}|_{r=D_H/2}$ при достижении конфигурации очага деформации соотношения $L/D = 0,5$, где L — длина слитка, оставшегося в контейнере, D — диаметр контейнера. Как видно из рисунка, радиальные напряжения уменьшаются в осевом направлении от прессшайбы к матрице, в радиальном направлении характер их распределения имеет тенденцию к возрастанию при приближении к контактными поверхностям стенки контейнера и иглы.

Распределение радиальных напряжений, действующих на поверхности иглы и отнесенных к давлению прессования, показано на рис. 18.13. Некоторая немонотонность зависимости связана с влиянием размеров конечных элементов на результаты решения: на уровне матрицы на малой толщине стенки трубной заготовки количество элементов оказывается слишком небольшим, что ухудшает точность вычислений.

Для оценки радиальных напряжений, действующих при прессовании на стенки контейнера, иногда прибегают к понятию коэффициента бокового давления, который показывает, во сколько раз ради-

альные напряжения оказываются меньше осевых; иногда в качестве осевого напряжения используют давление прессования p .

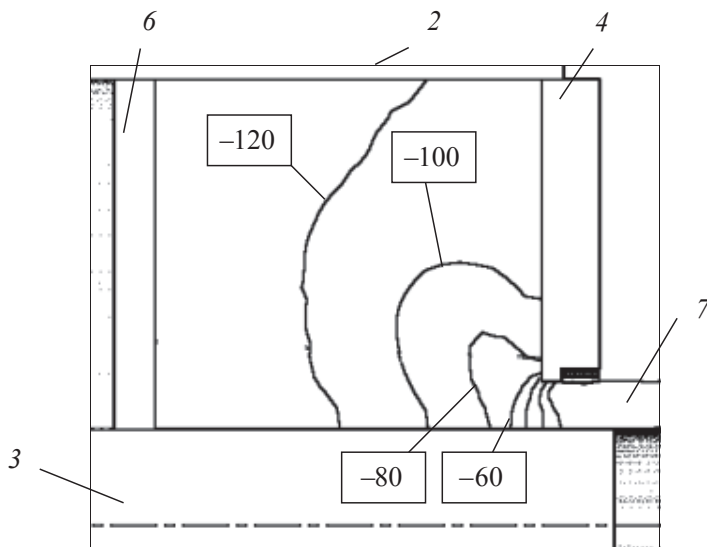


Рис. 18.12. Линии равного уровня для напряжений σ_{rr} , МПа (значения — в прямоугольных рамках) в очаге деформации при прессовании трубной заготовки 120×80 мм из слитка диаметром 370 мм сплава АД31

При расчете контейнеров это отношение принимают в пределах 0,60...0,90. В решении задачи были получены отношения $\frac{\sigma_{rr}|_{r=D_u/2}}{p}$

по модулю в пределах 0,15...1, причем большие значения относятся к областям, примыкающим к пресс-шайбе, а меньшие — к областям, примыкающим к матрице (рис. 18.13).

Неоднородный характер распределения радиальных напряжений может быть объяснен различиями условий нагружения металла внутри контейнера: вблизи пресс-шайбы металл находится в стесненном состоянии и его поведение подобно поведению жидкости, подчиняющейся закону Паскаля, поэтому значения радиальных и осевых напряжений сближаются. По мере приближения к матрице возрастает влияние свободной поверхности, и отличие свойств металла от свойств жидкости начинает превалировать.

Если на игле нет более тонких участков, чем ее рабочая часть, то опасным сечением является сечение, проходящее через плоскость

с координатой L_0 . Его опасность может быть обусловлена тем, что левее расположенные сечения нагреты до меньшей температуры, и поэтому материал здесь обладает большими прочностными характеристиками.

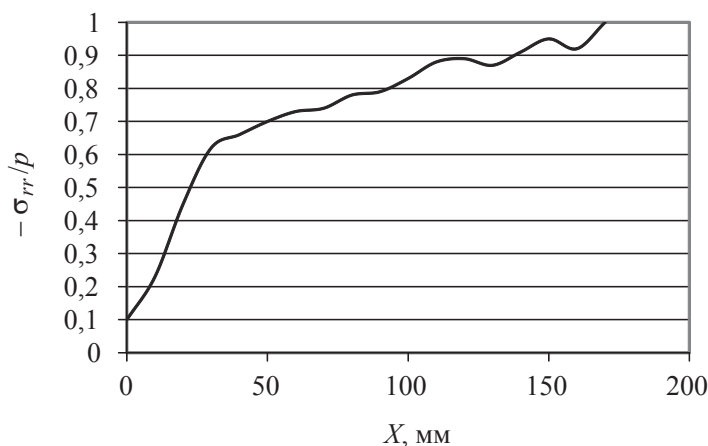


Рис. 18.13. Эпюра распределения относительного радиального напряжения, действующего на поверхность иглы вдоль координаты X , отсчитываемой от сечения выхода металла из матрицы

В этом сечении могут быть определены: радиальное напряжение σ_{rr} и тангенциальное напряжение $\sigma_{\phi\phi}$, действующие со стороны сжатого в контейнере металла, а также осевое напряжение σ_{zz} , возникающее от действия напряжений трения на поверхности иглы. Последнее напряжение может быть рассчитано по формуле

$$\sigma_{zz} = \frac{4}{D_{\text{и}}} \int_0^{L_0} \sigma_{rz}(z) dz.$$

Как было выявлено в результате расчета методом конечных элементов, вблизи пресс-шайбы, в отличие от окрестностей матрицы, радиальные, тангенциальные и осевые напряжения в деформируемом металле практически совпадают. Радиальные напряжения σ_{rr} и тангенциальные напряжения $\sigma_{\phi\phi}$, создаваемые в игле, равны радиальным σ_{rr} и тангенциальным $\sigma_{\phi\phi}$ напряжениям, действующим со стороны деформируемого металла, поэтому можно считать, что $\sigma_{rr} = \sigma_{\phi\phi} = -p$.

Из четвертого условия прочности, известного из теории упругости, следует

$$\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2]} < [\sigma],$$

где σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} , $[\sigma]$ — главные напряжения и допускаемое напряжение соответственно. Допустим, что напряжения $\sigma_{r\pi}$, $\sigma_{\phi\pi}$, $\sigma_{z\pi}$ являются главными. Тогда последнее условие преобразуется к виду

$$|\sigma_{z\pi} + p| < [\sigma],$$

или

$$|\frac{4}{D_{\pi}} \int_0^{L_{\sigma}} \sigma_{r\pi}(z) dz + p| < [\sigma].$$

Вид функции $\sigma_{r\pi}(z)$ зависит от условий прессования. Значения $\sigma_{r\pi}$ в направлении от пресс-шайбы к матрице могут уменьшаться, если в этом направлении происходят значительный разогрев металла и связанное с этим уменьшение сопротивления деформации, но могут и увеличиваться по двум причинам:

- если разогрев незначителен или даже происходит отдача тепла в сторону более холодной матрицы;
- если металл подвергается значительной степенной и скоростной нагартовке.

В частном случае $\sigma_{r\pi} = \text{const}$. Тогда формула упрощается:

$$|\frac{4}{D_{\pi}} \sigma_{r\pi} L_{\sigma} + p| < [\sigma].$$

Если на контактной поверхности касательные напряжения подчиняются закону трения Мизеса $\sigma_{r\pi} = \psi \sigma_s / \sqrt{3}$ (ψ — показатель трения), то последняя формула преобразуется к виду

$$|\frac{4}{\sqrt{3} D_{\pi}} \psi \sigma_s L_{\sigma} + p| < [\sigma].$$

Полученная формула позволяет учесть влияние характера распределения контактных напряжений трения на работоспособность иглы прессовой установки. В известной формуле перед величиной p приведен коэффициент 0,6, который может иметь место, но только при рассмотрении зоны металла вблизи матрицы. Тем самым в известной методике занижается уровень действующих на иглу напряжений. Это позволяет объяснить довольно частые случаи обрыва игл при прессовании в производственной практике.

19. Вопросы для самоконтроля

1. В чем состоит сущность процесса прессования?
2. Назовите области применения процесса.
3. Перечислите особенности течения металла при прессовании.
4. В чем особенности структуры и текстуры пресс-изделий?
5. Назовите факторы, влияющие на выбор размера слитка для прессования.
6. От каких факторов зависит усилие прессования?
7. От каких факторов зависит усилие прошивки?
8. Назовите параметры, характеризующие прессовый инструмент.
9. Какие факторы влияют на выбор числа матричных каналов?
10. Какой уровень деформации может быть реализован в одном цикле прессования?
11. Какие приемы используют для формования полостей в трубных заготовках?
12. Чем отличаются размеры отверстия в матрице от размеров готового изделия и почему?
13. Каково влияние калибрующего пояска на равномерность истечения металла?
14. Какие схемы нагружения используются при расчете матрицы на прочность?
15. В чем особенности прессования тяжелых, легких, тугоплавких металлов и сплавов?
16. В чем состоят достоинства гидроэкструзии?
17. Как рассчитать энергоемкость прессования?
18. Для достижения каких целей применяется равноканальное угловое прессование?
19. В чем особенности Конформ-процесса?
20. Какие характеристики прессования можно определить, используя прием математического моделирования методом конечных элементов?
21. Чем обусловлены различия в методах прессования при реализации процесса для разных металлов и сплавов?
22. Каковы составляющие энергетических затрат при прессовании?
23. Чем обусловлено развитие совмещенных методов литья — прессования?

Список литературы

1. Joseph Bramah Facts // YourDictionary : словарь. URL: <http://biography.yourdictionary.com/joseph-bramah>
2. The Extrusion Process of 6000 Alloys // Total Materia : база данных материалов. URL: <http://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=CheckArticle&site=ktn&NM=148>
3. Патент GB189423172. Improvements in or connected with Means or Apparatus for Compressing, Squeezing, or Squirting Heated Metals / Dick George Alexander. Приоритет GBD189423172 от 29.11.1894. Оpubл. 09.11.1895.
4. Перлин И. Л., Райтбарг Л. Х. Теория прессования металлов. М. : Металлургия, 1975. 448 с.
5. Корнеев Н. И., Певзнер С. Б., Разуваев Е. И., Скугарев И. Г. Обработка давлением тугоплавких металлов и сплавов. М. : Металлургия, 1967. 268 с.
6. Баузер М., Зауер Г., Зигерт К. Прессование. М. : АЛЮСИЛ МВТ, 2009. 918 с.
7. Логинов Ю. Н., Котов В. В. Проявления анизотропии в процессах деформации альфа-титановых сплавов : учеб. пособие. Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2009. 189 с.
8. Логинов Ю. Н., Соловей В. Д., Котов В. В. Преобразование условия текучести при деформации металлических материалов с ГПУ решеткой // Металлы, 2010. № 2. С. 93–99.
9. Логинов Ю. Н., Смирнов В. Г., Котов В. В. Обоснование влияния анизотропии на разнотолщинность холоднокатаных труб из титанового сплава // Производство проката, 2008. № 2. С. 28–32.
10. Райтбарг Л. Х. Производство прессованных профилей. М. : Металлургия, 1984. 264 с.
11. Буркин С. П., Логинов Ю. Н. Технология прессования специальных сплавов. Вопросы и задачи. Свердловск : УПИ, 1991. 35 с.
12. Логинов Ю. Н., Буркин С. П. Анализ на ЭВМ параметров прессования : метод. пособие. Екатеринбург : УПИ, 1994. 36 с.
13. Пат. 1834732 СССР. Устройство для безокислительного прессования полых заготовок / Ю. Н. Логинов, С. П. Буркин. БИ, 1993. № 30.

14. Буркин С. П., Логинов Ю. Н. Исследование формирования полости трубы при прессовании с укороченной иглой // Известия вузов. Черная металлургия, 1997. № 8. С. 35–37.
15. Буркин С. П., Логинов Ю. Н., Моисеев В. А., Андрюкова Е. А. Закономерности формирования полостей при прессовании коническими оправками // Сталь, 1997. № 1. С. 41–45.
16. Грабарник Л. М., Нагайцев А. А. Прессование цветных металлов и сплавов. М. : Металлургия, 1983. 240 с.
17. Шевакин Ю. Ф., Грабарник Л. М., Нагайцев А. А. Прессование тяжелых цветных металлов. М. : Металлургия, 1987. 246 с.
18. Жолобов В. В., Зверев Г. И. Прессование металлов. М. : Металлургия, 1971. 450 с.
19. Овчинников А. С., Логинов Ю. Н. Особенности прессования труб из сложнолегированной латуни ЛМцАЖКС // Производство проката, 2012. № 4. С. 38–41.
20. Логинов Ю. Н., Ершов А. А. Моделирование в программном комплексе QFORM образования пресс-утяжины при прессовании // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением, 2013. № 7. С. 42–46.
21. Ерманок М. З., Фейгин В. И. Производство профилей из алюминиевых сплавов. М. : Металлургия, 1972. 272 с.
22. Ерманок М. З. Прессование панелей из алюминиевых сплавов. М. : Металлургия, 1974. 232 с.
23. Ерманок М. З., Каган Л. С., Голованов М. Ф. Прессование труб из алюминиевых сплавов. М. : Металлургия, 1976. 248 с.
24. Логинов Ю. Н., Буркин С. П., Сапунжи В. В. Влияние структуры прессованной полосы алюминиевого сплава 6061 на изменение ее поперечных размеров при правке растяжением // Цветные металлы. 2002. № 7. С. 71–74.
25. Ерманок М. З., Фейгин В. И., Сухоруков Н. А. Прессование профилей из алюминиевых сплавов. М. : Металлургия, 1977. 264 с.
26. Готлиб Б. М., Добычин И. А., Баранчиков В. М. Основы статистической теории обработки металлов давлением. М. : Металлургия, 1980. 168 с.
27. Логинов Ю. Н., Антоненко Л. В. О скоростных режимах деформирования в контейнере при прямом прессовании // Технология легких сплавов, 2010. № 4. С. 66–72.

28. Логинов Ю. Н., Дегтярева О. Ф., Антоненко Л. В. Особенности формирования свойств горячепрессованной трубной заготовки из сплава АМг6 // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением, 2008. № 7. С. 14–17.
29. Логинов Ю. Н., Дегтярева О. Ф. Влияние скорости деформации на эффект структурного упрочнения прессованных труб из алюминиевого сплава 6061 // Технология легких сплавов, 2007. № 4. С. 123–127.
30. Логинов Ю. Н., Илларионов А. Г. Неравномерность структуры прессованных труб из алюминиевого сплава АМг6 // Известия вузов. Цветная металлургия. 2013. № 6. С. 35–40.
31. Коликов А. П., Полухин П. И., Крупин А. В. и др. Новые процессы деформации металлов и сплавов. М. : Высшая школа, 1986. 351 с.
32. Ерманок М. З., Соболев Ю. П., Гельман А. А. Прессование титановых сплавов. М. : Металлургия, 1979. 264 с.
33. Логинов Ю. Н., Смирнов В. Г., Котов В. В. Обоснование влияния анизотропии на разнотолщинность холоднокатаных труб из титанового сплава // Производство проката, 2008. № 2. С. 28–31.
34. Kearns J. J. On the relationship among ‘f’ texture factors for the principal planes of zirconium, hafnium and titanium alloys // Journal of Nuclear Materials. 2001. V. 299. № 2. P. 171–174.
35. Колачев Б. А., Бецофен С. Я., Бунин Л. А., Володин В. А. Физико-механические свойства легких конструкционных сплавов. М. : Металлургия, 1995. 442 с.
36. Бецофен С. Я., Ильин А. А., Плихунов В. В., Плотников А. Д., Филатов А. А. Текстура и анизотропия механических свойств титановых сплавов, обусловленные механизмом пластической деформации // Металлы. 2007. № 5. С. 51–59.
37. Логинов Ю. Н., Ершов А. А. Аналитическое исследование с использованием МКЭ прессования а — титановых сплавов и прогнозом ориентации текстуры // Технология легких сплавов, 2012. № 3. С. 79–87.
38. Логинов Ю. Н., Буркин С. П., Сапунжи В. В. Изучение упрочнения и разупрочнения магния с учетом анизотропии свойств // Известия вузов. Цветная металлургия, 1999. № 6. С. 42–46.

39. Kleiner S., Uggowitzer P.J. Mechanical anisotropy of extruded Mg–6 % Al–1 % Zn alloy // Materials Science and Engineering A, 2004. V. 379. P. 258–263.
40. Логинов Ю. Н., Пышминцев И. Ю., Попов А. А., Лунина Т. Г. Свойства прессованного гранулированного магниевого сплава со сверхмелкозернистой структурой // Известия вузов. Цветная металлургия. 1998. № 6. С. 41–44.
41. Крупин А. В., Соловьев В. Я. Пластическая деформация тугоплавких металлов. М. : Металлургия, 1971. 352 с.
42. Манегин Ю. В., Анисимова И. В. Стеклосмазки и защитные покрытия для горячей обработки металлов. М. : Металлургия, 1978. 222 с.
43. Манегин Ю. В., Притоманов Л. Е., Шпиттель Т., Кнаушнер А. Горячее прессование труб и профилей. М. : Металлургия, 1980. 272 с.
44. Береснев Б. И., Езерский К. И., Трушин Е. В., Каменецкий Б. И. Высокие давления в современных технологиях обработки материалов. М. : Наука, 1988. 245 с.
45. Колпашников А. И., Вялов В. А. Гидропрессование металлов. М. : Металлургия, 1973. 296 с.
46. Каменецкий Б. И., Логинов Ю. Н. Особенности гидроэкструзии полой заготовки из титана // Заготовительные производства в машиностроении, 2009. № 3. С. 26–31.
47. Логинов Ю. Н., Буркин С. П. Энергосбережение в процессах прессования // Цветные металлы, 2002. № 10. С. 81–87.
48. Буркин С. П., Логинов Ю. Н. Непрерывное прессование заготовок через разъемный контейнер // Известия вузов. Черная металлургия, 1997. № 10. С. 40–45.
49. Логинов Ю. Н., Буркин С. П. Влияние натяжения на параметры прессования // Цветные металлы, 1996. № 11. С. 55–59.
50. Логинов Ю. Н., Буркин С. П. Кинематические условия закручивания металла при прессовании через вращающуюся матрицу // Известия вузов. Черная металлургия, 1995. № 8. С. 38–41.
51. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: справочник. М. : Металлургия, 1982. 360 с.
52. Пат. 2038912 РФ. Способ совмещенной непрерывной разливки и деформации металлов и устройство для его осуществле-

- ния / Е. А. Коршунов, Ю. Н. Логинов, С. П. Буркин. БИ, 1995. № 19.
53. Пат. 2038913 РФ. Способ совмещенной непрерывной разливки и деформации металлов и устройство для его осуществления / Е. А. Коршунов, С. П. Буркин, Ю. Н. Логинов. БИ, 1995. № 19.
54. Пат. 2100130 РФ. Способ непрерывной разливки и прессования металлов и сплавов / С. П. Буркин, Е. А. Коршунов, Ю. Н. Логинов и др. БИ, 1997. № 36.
55. Пат. 2058844 РФ. Способ непрерывного прессования и устройство для его осуществления / С. П. Буркин, Ю. Н. Логинов, Е. А. Коршунов и др. БИ, 1996. № 12.
56. Смирягин А. П., Днестровский Н. З., Ландихов А. Д. и др. Справочник по обработке цветных металлов и сплавов / под ред. Л. Е. Миллера. М.: Металлургиздат, 1961. 872 с.
57. Логинов Ю. Н., Семенов А. П. Изменение температуры инструмента при горячем прессовании прутков из меди и латуни // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2006. № 4. С. 10–13.
58. Логинов Ю. Н., Буркин С. П. Оценка неравномерности деформаций и давлений при угловом прессовании // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2001. № 3. С. 29–34.
59. Шеркунов В. Г., Горохов Ю. В., Константинов И. Л., Иванов Е. В., Катрюк В. П. Использование способа «КОНФОРМ» для переработки стружки из алюминиевых сплавов // Известия вузов. Цветная металлургия. 2015. № 3. С. 60–63.
60. Бережной В. Л., Щерба В. Н., Батулин А. И. Прессование с активным действием сил трения. М. : Металлургия, 1988. 296 с.
61. Логинов Ю. Н., Котов В. В. Метод конечных элементов в описании напряженно деформированного состояния процесса прессования: учебное пособие. Екатеринбург : УрФУ. 2010. 320 с.
62. Логинов Ю. Н. Решения технологических задач прессования с применением системы анализа процессов пластического деформирования «РАПИД 2 Д» : учеб-метод. пособие. Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2007. 78 с.

Приложение

Краткий графический англоязычный тезаурус в области прессования

Direct Extrusion

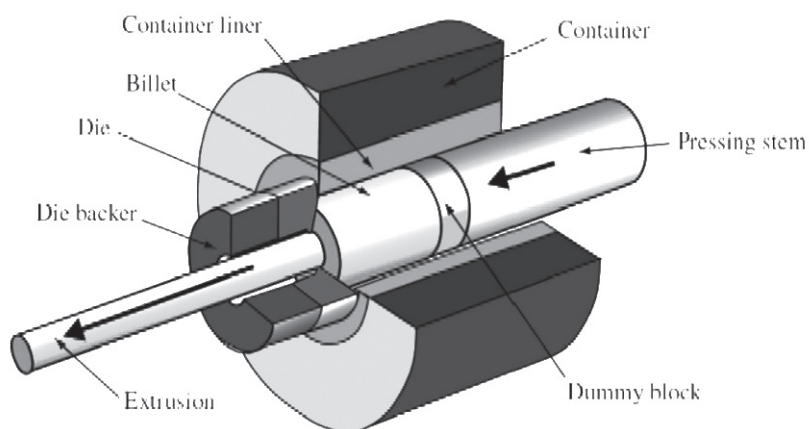


Рис. П1. Англоязычное отображение инструмента

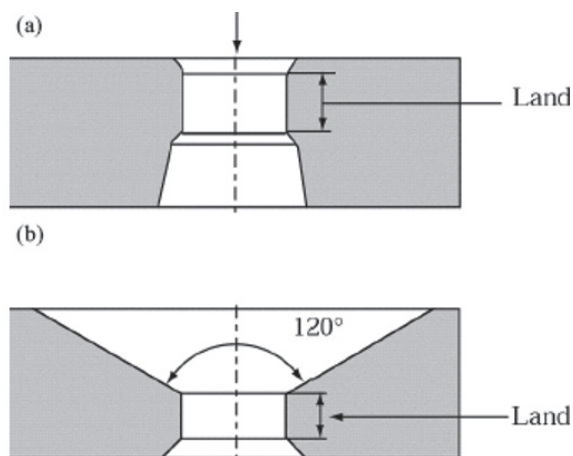


Рис. П2. Англоязычное отображение конструкции матрицы:

a — плоской; *b* — конической

Types of Extrusion

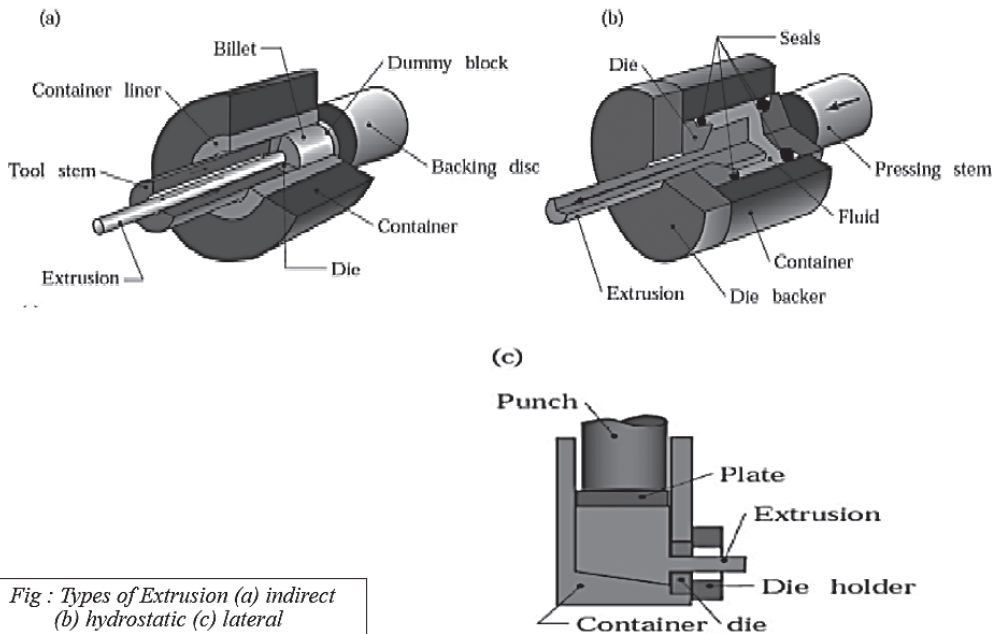


Рис. ПЗ. Англоязычное отображение типов прессования:

a — прямого; *b* — гидростатического; *c* — углового

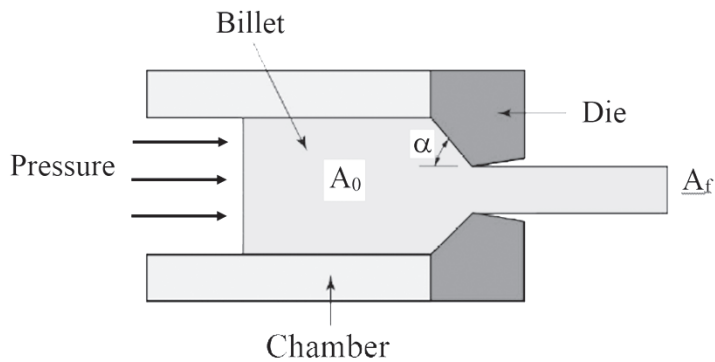


Рис. П4. Англоязычное отображение схемы прессования в общем виде

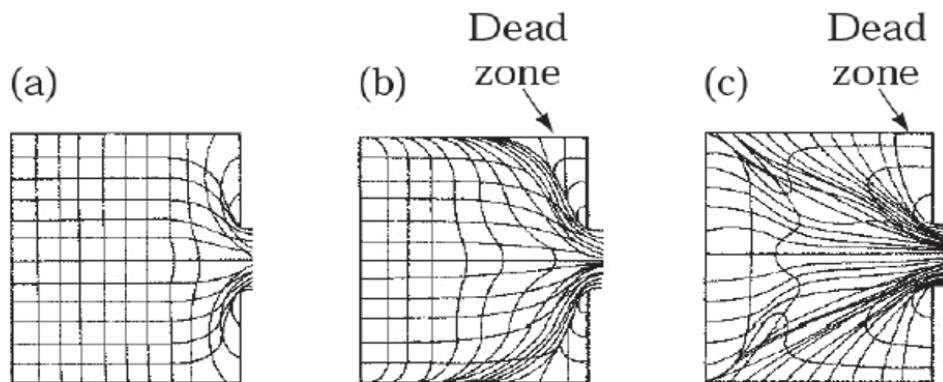


Fig : Types of metal flow in extruding with square dies. (a) Flow pattern obtained at low friction, or in indirect extrusion. (b) Pattern obtained with high friction at the billet-chamber interfaces, (c) Pattern obtained at high friction, or with cooling of the outer regions of the billet in the chamber. This type of pattern, observed in metals whose strength increases rapidly with decreasing temperature, leads to defect known as pipe, or extrusion defect.

Рис. П5. Англоязычное отображение видов очагов деформации при использовании плоской матрицы:

a — при малом трении или обратном методе; *b* — большом трении на стенке контейнера; *c* — при большом трении или высоком градиенте температур заготовки и инструмента

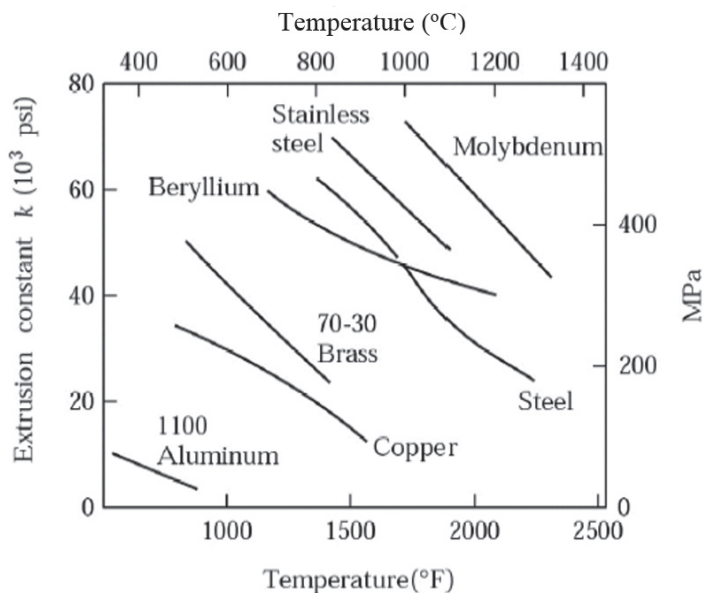


Рис. П. 6. Англоязычное отображение констант прессования в дюймовой системе единиц и в системе СИ

Учебное издание

Логинов Юрий Николаевич

**ПРЕССОВАНИЕ
КАК МЕТОД ИНТЕНСИВНОЙ ДЕФОРМАЦИИ
МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ**

Редактор Т. Е. Мерц
Верстка О. П. Игнатьевой

Подписано в печать 02.02.2016. Формат 70×100/16.
Бумага писчая. Плоская печать. Гарнитура Newton.
Уч.-изд. л. 9,2. Усл. печ. л. 12,6. Тираж 70 экз.
Заказ 11

Издательство Уральского университета
Редакционно-издательский отдел ИПЦ УрФУ
620049, Екатеринбург, ул. С. Ковалевской, 5
Тел.: 8 (343) 375-48-25, 375-46-85, 374-19-41
E-mail: rio@urfu.ru

Отпечатано в Издательско-полиграфическом центре УрФУ
620075, Екатеринбург, ул. Тургенева, 4
Тел.: 8 (343) 350-56-64, 350-90-13
Факс: 8 (343) 358-93-06
E-mail: press-urfu@mail.ru

